

物質移動が木質部材の火災後の燃え止まり
現象へ及ぼす影響に関する研究

孫 安陽

記号表

本論文で使用する記号の意味及び単位を以下の表に示す。ただし、本文中で特別な表記があるところは、その記述に従う。

記号	英文字	意味	単位
a		転化率	-
A		頻度因子	s^{-1}
\tilde{A}		面積	m^2
b		吸着・脱着係数	$1/(Pa \cdot s)$
c		定圧比熱	$J/(kg \cdot K)$
C		GAB 吸着等温線の係数	-
D		拡散係数	m^2/s
E		活性化エネルギー	J/mol
F		質量比	-
H		対流熱伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$
\tilde{H}		総合(対流+放射)熱伝達率	$W/(m^2 \cdot K)$
H_m		質量伝達率	m/s
k		熱伝導率	$W/(m \cdot K)$
K		GAB 吸着等温線の係数	-
L		長さ	m
ΔL		反応潜熱	J/kg
m		質量流量	$kg/(m^2 \cdot s)$
M		分子量	g/mol
n		化学反応の反応次数	-
P		圧力	Pa
Q		生成熱	W/m^3
q		熱流	W/m^2
r		残量比	kg/kg
\tilde{r}		電気抵抗	$M\Omega$
R		気体定数	$8.314 J/(mol \cdot K)$
S		生成項	$kg/(m^3 \cdot s)$
t		時間	s
Δt		時間刻み	s
T		温度	K
v		流速	m/s
w		含水率	kg/kg
W		GAB 吸着等温線の係数	-
Δx		格子長さ	m
Y		質量分率	kg/kg

ギリシャ文字

記号	意味	単位
β	亀裂深さ-幅比	m/m
γ	相対湿度	Pa/Pa
δ	格子が亀裂より外気と接触した面積が初期加熱面積との比	-
ϵ	固体残存面積が初期加熱面積との比	-
ε	放射率	-
ζ	Carman-Kozeny 式の中の定数	m^6
η	収縮係数	-
ϑ	角度	rad
θ	反応速度	$kg/(m^3 \cdot s)$
κ	比透気率	m^2
μ	粘性係数	Pa/s
ρ	密度	kg/m^3
$\bar{\rho}$	単位体積木材当たりの物質質量	kg/m^3
σ	Stefan-Boltzmann 定数($=5.67 \times 10^{-8}$)	$W/(m^2 \cdot K^4)$
τ	空隙率	-
χ	形態係数	-
$\tilde{\chi}$	火炎面積が総面積との比	-
ω	飽和度	-

下付き文字

記号	意味	記号	意味
<i>ads</i>	吸着	<i>i, j</i>	変数のインデックス
<i>air</i>	空気	<i>in</i>	流入
<i>cap</i>	毛細管	<i>ini</i>	初期
<i>conv</i>	対流	<i>liq</i>	液体
<i>CO₂</i>	二酸化炭素	<i>nonv</i>	不揮発性成分
<i>crack</i>	亀裂	<i>N₂</i>	窒素
<i>dry</i>	全乾状態	<i>O₂</i>	酸素
<i>equ</i>	平衡状態	<i>p</i>	熱分解ガス
<i>exp</i>	実験値	<i>pyro</i>	熱分解
<i>flam</i>	熱分解ガスの燃焼	<i>rad</i>	放射
<i>front</i>	加熱側	<i>rear</i>	非加熱側
<i>gas</i>	気体	<i>sat</i>	飽和状態
<i>glow</i>	不揮発性成分(炭化層)の赤熱	<i>sol</i>	固体
<i>H₂O_g</i>	水蒸気	<i>vola</i>	揮発性成分
<i>H₂O_l</i>	液水	<i>0, 1, ... N</i>	格子番号 0, 1, ... N

論文目次

記号表	i
論文目次	iii
第1章 序論.....	1
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的と内容.....	3
1.3 火災加熱を受ける木質部材の挙動解析に関する既往研究.....	4
1.3.1 熱伝導モデル.....	4
1.3.2 熱・物質移動モデル.....	5
1.3.3 既往モデルの問題点.....	6
1.4 本論文の構成.....	8
第2章 火災加熱を受ける木質部材内部の熱・物質移動モデル.....	15
2.1 モデルの概要.....	15
2.2 支配方程式	16
2.2.1 流速	16
2.2.2 質量保存.....	16
2.2.3 エンタルピー保存式.....	18
2.3 吸着・脱着、熱分解と燃焼速度.....	18
2.3.1 水分の吸着・脱着速度.....	18
2.3.2 揮発性成分の熱分解速度.....	19
2.3.3 不揮発性成分の酸化速度.....	20
2.3.4 熱分解ガスの燃焼速度.....	20
2.4 生成項の計算方法.....	21
2.4.1 揮発性成分.....	21
2.4.2 不揮発性成分.....	21
2.4.3 液水	21
2.4.4 水蒸気.....	21
2.4.5 熱分解ガス.....	21
2.4.6 酸素	21
2.4.7 二酸化炭素.....	21
2.4.8 熱の生成と吸収.....	21
2.5 部材の寸法変化.....	21
2.5.1 寸法収縮.....	22
2.5.2 表面亀裂.....	23
2.6 本章のまとめ.....	27
第3章 物性値の設定方法.....	29
3.1 比熱	29
3.1.1 固体の比熱.....	29
3.1.2 液水の比熱.....	29

3.1.3 熱分解ガスの比熱.....	29
3.1.4 水蒸気、酸素、窒素、二酸化炭素の比熱.....	30
3.2 固体の熱伝導率.....	30
3.3 拡散係数	32
3.3.1 空隙内部の有効拡散係数.....	32
3.3.2 液水の拡散係数.....	33
3.3.3 気体の拡散係数.....	34
3.4 粘性係数	35
3.4.1 液水の粘性係数.....	35
3.4.2 熱分解ガスの粘性係数.....	35
3.4.3 水蒸気、酸素、窒素、二酸化炭素の粘性係数.....	35
3.5 分子量	36
3.6 空隙率	36
3.7 比透気率	37
3.8 平衡含水率	37
3.8.1 実験の概要.....	38
3.8.2 実験方法.....	38
3.8.3 データ処理方法.....	40
3.8.4 測定結果.....	41
3.8.5 平衡含水率の計算式.....	43
3.8.6 平衡蒸気圧の計算式.....	44
3.9 対流熱伝達率・物質伝達率.....	45
3.9.1 対流熱伝達率.....	45
3.9.2 物質伝達率.....	46
3.10 外気環境の気体質量分率.....	46
3.11 熱分解反応速度係数.....	47
3.12 収縮係数	51
3.12.1 実験方法.....	51
3.12.2 実験結果.....	52
3.13 亀裂形状	57
3.14 炭化、亀裂と変色位置.....	59
3.15 燃焼の開始と終了条件.....	61
3.15.1 有炎燃焼.....	61
3.15.2 赤熱燃焼.....	61
3.16 吸着・脱着係数.....	61
3.17 本章のまとめ.....	65
第4章 数値解析手法と計算プログラム.....	69
4.1 支配方程式の離散化.....	69
4.1.1 一般形式の保存方程式の離散化.....	70
4.1.2 液水の質量保存式.....	71
4.1.3 気体成分の質量保存式.....	72
4.1.4 エンタルピー保存式.....	73

4.1.5 圧力拡散方程式.....	74
4.1.6 固体成分の質量保存式.....	75
4.2 計算プログラム.....	75
4.2.1 プログラム概要と構成.....	75
4.2.2 支配方程式の計算の流れ.....	78
4.2.3 時間増分解析のメインループの計算の流れ.....	80
4.2.4 計算プログラム全体の計算の流れ.....	81
4.3 プログラム入力と出力.....	84
4.3.1 入力値.....	84
4.3.2 プログラム出力.....	86
4.4 使用例.....	87
4.5 本章のまとめ.....	88
第5章 コーンカロリメーターによるカラマツ集成材加熱実験.....	90
5.1 実験の概要.....	90
5.2 試験体.....	90
5.3 測定方法.....	92
5.3.1 センサーの配置方法と種類.....	92
5.3.2 含水率の測定方法.....	93
5.3.3 発熱速度の測定方法.....	96
5.3.4 焼失深さ、炭化深さ、変色深さの測定方法.....	96
5.3.5 表面温度の測定方法.....	96
5.4 実験結果.....	97
5.4.1 実験時の様子.....	97
5.4.2 表面温度、着火時間、着火温度及び発熱速度.....	98
5.4.3 試験体内部温度.....	100
5.4.4 焼失、炭化、変色深さ及び温度.....	101
5.4.5 含水率.....	104
5.5 本章のまとめ.....	105
第6章 小型炉によるカラマツ集成材壁試験体の ISO834 加熱試験.....	107
6.1 実験の概要.....	107
6.2 試験体.....	107
6.3 実験方法と測定方法.....	108
6.4 実験結果.....	110
6.4.1 冷却過程中的試験体の様子.....	110
6.4.2 加熱終了後の試験体の様子.....	111
6.4.3 試験体炉内温度.....	112
6.4.4 試験体内部温度.....	113
6.4.5 試験体に入射する熱流.....	116
6.4.6 炉内酸素濃度および試験体発熱速度.....	116
6.4.7 含水率.....	118
6.4.8 炭化温度と変色温度.....	119
6.5 本章のまとめ.....	121

第7章 計算モデルの実験との照合検証.....	123
7.1 コーンカロリメーター実験との比較.....	123
7.1.1 計算の概要.....	123
7.1.2 計算の入力条件.....	123
7.1.3 境界条件.....	126
7.1.4 計算結果.....	128
7.2 小型炉実験との比較.....	138
7.2.1 計算の概要.....	138
7.2.2 計算の入力条件.....	139
7.2.3 計算の境界条件.....	141
7.2.4 計算結果.....	142
7.3 本章のまとめ.....	155
第8章 各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響の検討.....	157
8.1 検討内容と方法.....	157
8.1.1 検討方針.....	157
8.1.2 検討対象とする解析.....	157
8.1.3 検討対象とする条件.....	157
8.1.4 基準条件と感度解析の範囲.....	159
8.2 感度解析結果.....	159
8.2.1 比透気率.....	159
8.2.2 空隙率.....	162
8.2.3 初期含水率.....	164
8.2.4 初期全乾密度.....	166
8.2.5 熱伝導率.....	170
8.2.6 熱分解速度パラメータ・不揮発性成分比率.....	172
8.2.7 亀裂間隔.....	174
8.2.8 亀裂深幅比.....	176
8.3 各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響まとめ.....	178
8.4 本章のまとめ.....	180
第9章 結論.....	182
9.1 本研究の結論.....	182
9.2 今後の課題.....	184
研究業績.....	187
謝辞.....	189

第1章 序論

本章では研究の背景、目的、関連する既往研究、本研究の流れ、そして本論文の構成を示す。

1.1 研究の背景

木質系部材を建材として使用する歴史は非常に長く、木材は建築材料として使用した最初の材料と言われている[1]。古代で建築物を建設する際は木材が多く応用され、世界中の数多くの国では古代に建造した木造建築が残っている。例えば中国山西省の応県木塔は、高さが66.7メートルの11世紀に建設した木造の仏塔であり、世界で現存する最高層の古代木造建築として知られている[2]。日本の奈良市にある東大寺大仏殿は、8世紀に建造し始めた世界最大級の伝統木造建築である[3]。英国のEssexカウンティにあるGreensted教会堂は、千年以上の歴史を持つ木造の教会堂である[4]。

近代になると建築物で使用する材料は木材から煉瓦またはコンクリートなどに変更され、木質系部材の建築物での使用が一度少なくなったが、最近の数十年間は地球温暖化問題に対する関心が高まったため、木質系部材を使用した木造建築は改めて注目された。木材は再生可能な環境に優しい材料であり、生産過程でのCO₂生成量はコンクリートの半分以下である[5]。また、木材は炭素を固定する機能が存在する[6]。上記のメリットが存在するため、木質部材の建築物での使用が推進される。

日本では、住宅の多数は既に木質部材を使用している。2018年で行った住宅・土地統計調査により、一戸建全体の92.5%は木造、長屋建全体の67.7%は木造である[7]。また、2010年に「脱炭素社会の実現に資する等のための建築物等における木材の利用の促進に関する法律」[8]が施行されて以来、公共建築物の木造化も推進されている。統計データによると、2021年度に着工された建築物のうち、3階以下の公共建築物の木造率は29.4%、公共建築物全体の木造率は13.2%であり、法律を施行した当時の17.9%(3階以下の公共建築物)と8.3%(公共建築物全体)より大幅に増加した[9]。また、公共建築物を整備する時も積極的に木材を使用している。2019年で整備した公共建築物のうち、前述の法律の内容に基づく方針[10]により木材の利用を推進すべき公共建築物に該当するものは83棟あり、災害対策などの目的により木造化できないと判断した11件以外の72棟を全て木造化した[11]。

ただし、木材は可燃性があるため、建築部材として使用する際は火災安全性能が重要である。特に多数の人が使用する公共建築物では、火災安全性能については十分に配慮しなければならない。階数4階以上、高さが16m以上、または延べ面積が3000m²を超えた建築物は建築基準法によりその建築物の主要構造部が耐火構造の基準を満たさなければならない[12]。また、地域の火災安全性が特に重要な防火地域に建設する建築物は更に厳しく規定され、上記の規模以下であっても主要構造部が耐火構造の基準を満たすことが要求されることがある。

耐火構造は、建築物内部または建築物周囲で発生する火災が終了し、構造部が常温に戻るまで崩壊しない基準を満たす必要がある。木材を使用した木質耐火構造部材は主に被覆型と燃え止まり型に分類できる[13]。被覆型は木質部材の表面に耐火被覆材を設置したものであり、加熱された時に耐火被覆材は構造支持部の燃焼と炭化を防ぐ。燃え止まり型の部材の表面は木質の燃え代層であり、加熱されると燃焼が発生するが、燃え代層の熱分解より生成した炭化層により内部に流入する熱流を遮断し、燃焼を燃え止まり層で停止させ、内部の構造支持部材を保護する。



図 1-1 木質耐火部材の種類*

* [13]によると鉄骨内蔵型の木質耐火部材もあるが、構造上は純粹の木造ではないためここでは省略する。

木質部材の燃焼は熱分解により生成した可燃性ガスの燃焼と炭化層の赤熱燃焼で組成される。燃焼により生成した熱量は更に熱分解反応に必要な熱源となり、燃焼に必要な燃料が継続的に供給される。すなわち、木質部材で発生する燃焼は自己継続が可能な非常に複雑な過程である。木質部材の燃焼停止が発生できるかどうかを検討するため、これまで多くの研究者が実験を行った。実験の内容は類似しており、木質部材を耐火構造部材の認定で必要とする ISO834[14]の標準火災温度曲線に従って耐火炉で加熱するものである。

例えば、岡ら[15]は荷重支持部と燃え代層がスギ、燃え止まり層がモルタルの柱と梁試験体を ISO834 の温度曲線に従って 1 時間加熱実験を実施した。実験の結果、表面部分に燃え代として設置したスギ材の燃焼が長く継続し、柱試験体では最大 17 時間以上続いたが、荷重支持部の温度は概ね 200°C 以下になっていることが確認され、支持部の炭化進行はなかった。山口ら[16]は、燃え止まり層が厚さ 27mm のジャラ、燃え代層は厚さ 60mm のカラマツ、支持部が寸法 250x250mm と 400x400mm の 2 種類のカラマツの柱試験体の 1 時間載荷加熱実験を行った。実験開始後 150 分では、燃え止まり層の隅角部外側温度は 230°C ~ 260°C、他位置の温度は 200°C 以下に抑えられた。また、燃焼再開が観測されなかった。

原田ら[17]はカラマツ集成材壁試験体の加熱実験を行い、冷却期間中の給気量変化が試験体の燃焼状況、炭化進行状況や燃え止まりへ及ぼす影響を調べた。1200x1000x100mm のカラマツ集成材壁試験体を 1 時間の ISO834 標準加熱を行い、異なる給気量で 3 時間の冷却を行った。実験の結果では、脱炉後の試験体表面で多くの位置は炭化層の赤熱燃焼が継続している。給気量が大きくなるほど炭化層表面の損傷が激しくなり、脱炉時の赤熱が確認できる箇所が少なくなる。大橋ら[18]は燃え止まり層と燃え代層がモルタルとカラマツ、支持部がスギ、カラマツとヒノキの柱試験体の 1 時間耐火試験を行った。支持部の木材密度は 373~515kg/m³ であり、支持部の密度変化が耐火性能へ及ぼす影響を検討した。いずれの実験も燃え止まりが確認され、荷重支持部の炭化はなかった。また、荷重支持部の最高温度は密度の増加とともに減少することが確認された。

大規模の実験だけではなく、コーンカロリメーターなどの実験設備を用いて小規模の実験を行い、木質部材の燃焼停止に関する研究も多く存在する。コーンカロリメーター実験は加熱強度を細かく調整できる利点があるため、加熱強度が燃焼停止との関係が検討されている。茶谷ら[19]はコーンカロリメーターで炭化層の赤熱反応について実験的検討を行い、カラマツでは炭化層の赤熱燃焼が継続するための表面加熱強度は 8.4kW/m²であることを明らかにした。山口ら[20]はコーンカロリメーターでスギ材の加熱実験を行った。100x100x40mm のスギ集成材試験体を 25~50kW の加熱強度で 10~80 分加熱し、試験体内部温度の測定を行い、燃焼停止の有無を確認した。実験結果によると加熱時間が 20 分以内であれば試験体の燃焼が停止した。茶谷ら[21]はコーンカロリメーター実験を行い、

炭化層の赤熱燃焼の反応速度を測定した。炭化層の赤熱燃焼は 366°Cから発生し、166°Cで停止することを明らかにした。

上記で述べた研究以外にも多数の実験が行われて、実験による木質部材の燃焼停止・燃え止まりに関する研究が進んでいる。しかし、実験による検討はいくつかの欠点が存在する。まず、実験の実施は多くの手間と時間がかかる。耐火炉で行う実大部材の加熱実験では 1 時間の加熱をした後に部材が常温に回復するまで、数時間或いは数十時間冷却の必要がある。例えば前述の大橋らの実験[18]では計 24 時間の冷却を行った。また、実験を実施するには高額な費用が必要となり[22][23]、大量の実験を行うことが難しい。そのため、高効率・低費用の方法で木質部材の燃え止まりの有無を分析する方法が期待されている[24]。

また、現状では燃え止まりが発生する条件が不確定であるため、確かめた範囲で木質部材を開発して建築物を建設する必要がある[25]。そのため、使用可能な部材の種類が限られている。各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響が分かれば、木質部材の開発をする時に方針を示すことができ、さらに多くの種類の木質部材の建築物での利用を促進する効果があると考えられる。

燃え止まりの過程は温度の下降を伴うため、木質部材の密度や熱伝導率などの熱移動と関連する条件が燃え止まりに影響があると考えられる。それ以外に、燃え止まり過程で起こる物質移動の影響も非常に大きい。例えば木質部材の冷却過程中の燃焼には酸素が必要であるため、炭化層に浸透する酸素量は燃え止まりの発生（赤熱の停止）に影響があると考えられる。また、木質部材の熱分解反応により生成した可燃性ガスは冷却時の部材燃焼の燃料になるため、温度分布や酸素の質量分率等に影響する。さらに、部材内部で存在する水分は加熱された後に起こる吸着・脱着により熱の吸収と放出を行う。これらの現象が、燃え止まりに影響する可能性もあり、各種条件が燃え止まりに対する影響を検討するためには、多様な条件において網羅的な検討をする必要がある。しかし、前述の背景により、実験的検討は多くの費用と手間がかかるため、現実的でない。

1.2 研究の目的と内容

前述の背景により、高効率・低費用の方法で木質部材の燃え止まりの有無を分析する方法の検討は非常に重要な課題であることが明らかである。また、物質移動と関連する条件を含む各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響の分析も非常に重要である。これらの課題は、木質耐火部材の開発または木質部材の利用促進へ大きな影響を持つ。

数値計算による分析は実際の耐火実験より迅速に結果を得ることができ、燃え止まりを高効率・低費用で分析できる。また、入力条件の組み合わせにより、各種条件において燃え止まりが発生するかどうかを検討することができる。さらに、網羅的解析で得られた結果を分析して、燃え止まり現象への理解を深めることができ、燃え止まり型耐火部材の開発に有意義な知見を提供できると考えられる。

本研究の目的は二つある。まずは、火災加熱を受ける木質部材の火災全過程(加熱と冷却)での燃焼挙動を予測する手法を検討し、数値解析による燃え止まり予測をすることである。その目的を達成するため、加熱を受ける木質部材の火災全過程で発生する熱・物質移動、化学反応と形状変化などの現象を考慮したモデルを提案し、実験結果と比較しながらモデルを検証する。

予測モデルが検証された後、モデルを使用して網羅的な解析を行う。解析結果から木質

部材の比透気率などの物質移動と関連する各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響を検討することが、二つ目の目的である。

1.3 火災加熱を受ける木質部材の挙動解析に関する既往研究

本研究の目的を達成するために、火災加熱を受ける木質部材の燃焼状況を解析する計算モデルが必要である。本節では既往の研究者が提案した加熱を受ける木質部材の挙動解析モデルの概説を述べる。既往の計算モデルは数多くあるが、その内容により分類を行うと主に熱伝導モデルと熱・物質移動モデルに分類できる。

1.3.1 熱伝導モデル

熱伝導モデルは、加熱を受ける木質部材の熱移動だけを考慮し、部材の昇温過程を非定常の熱伝導方程式で表すものである。また、加熱過程で発生する熱量の生成または吸収を表すため、熱伝導方程式に熱生成項を足して計算を行う方法も多く使用される。式(1-1)に熱生成項がある1次元の非定常熱伝導方程式を示す。

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + Q \quad (1-1)$$

ただし、 T は温度[K]、 ρ は密度[kg/m³]、 c は比熱[J/kg.K]、 k は熱伝導率[W/m.K]、 Q は生成項である熱発生率[W/m³]である。

加熱を受ける木質部材の挙動を分析する時に熱伝導モデルの使用は、60年以上の歴史がある。Bamfordら[26]は1次元の非定常熱伝導方程式を用いて、加熱を受ける木質部材の内部温度を計算した。揮発性成分の熱分解反応、熱分解ガスの燃焼と炭化層の燃焼を一つの0次発熱反応に統合して近似し、アレニウス型反応速度式で反応速度を表示した。計算上の利便性を確保するため、計算で使用する部材密度 ρ 、比熱 c と熱伝導率 k は木材の値を使用し、計算の全過程において密度、比熱と熱伝導率は変化しないとした。

Khelifaら[27]は3次元の熱伝導方程式を基に、金属ボルトで接合した木質部材が耐火試験を受ける時の内部温度を計算した。部材の密度、比熱と熱伝導率には温度依存性を考慮した。木質部材の熱分解反応は反応熱が異なる2ステップの反応として考慮した。最後には計算モデルを力学的モデルとカップリングして解析を行った。

熱伝導モデルは熱伝導のみ考えているため、等価な物性値を用いて物質移動あるいは物質の変化による影響を補正する計算が多い。例えば、液水が水蒸気に変化する過程は吸熱の過程であり、部材が加熱された時に100°C付近で温度上昇が遅くなる傾向が存在する。熱伝導モデルで100°C付近の温度上昇が緩慢になる現象を再現するため、100°C付近の部材の比熱を高く設定する方法が使用されている。表1-1にEuroCode5[28]が規定した軟木の等価比熱を例として示す。液水が水蒸気への転化は99°C~120°C付近で発生するとイメージし、その区間内の比熱は他の温度範囲の比熱の約7~8倍に設定する。また、比熱だけではなく、熱伝導率も表面亀裂による熱流の増加作用を考慮した等価熱伝導率が提案された。

表 1-1 EuroCode5[28]が規定した軟木の等価比熱

温度[°C]	20	99	99	120	120	200	250
比熱[kJ/kg*K]	1.53	1.77	13.60	13.50	2.12	2.00	1.62
温度[°C]	300	350	400	600	800	1200	X
比熱[kJ/kg*K]	0.71	0.85	1.00	1.40	1.65	1.65	

Königら[29]は類似のアプローチを用いて計算を行った。彼らは1次元の熱伝導モデルを用いて耐火炉で加熱した木質部材の試験体の昇温過程を計算した。部材の比熱と熱伝導率

は物質移動などの影響を含めた等価な物性値を使用した。その結果、加熱期間中の試験体内部温度を精度よく再現できたが、冷却時の温度解析値は実験値より大幅に低くなっている。

Peng ら[30]は 3 次元の熱伝導モデルを用いて ISO834 加熱を受ける木材-鋼材-木材の接合部の温度変化を計算した。木質部材内部の熱生成または吸収を 0 として、炭化層燃焼などの変化が温度へ及ぼす影響を無視した。木質部材の比熱と熱伝導率は前述の König らの研究[29]で使用した数値を用いた。繊維方向の違いによる木質部材の熱伝導率の違いを考慮し、軸方向の熱伝導率を年輪方向の 2 倍とした。計算結果は加熱時の温度分布を再現できた。

Shen ら[31]は 1 次元の熱伝導モデルを用いて 20kW/m² の一定強度で加熱した木材の温度を計算した。部材全体を木材、炭化層、可燃性ガス、水蒸気と液水として考慮した。液水から水蒸気への変化及び木材から炭化層(固体)と可燃ガス(気体)への熱分解を 0 次の化学反応として分析し、アレニウス型速度式で反応速度を表した。部材の熱伝導率は反応進行度により変化させ、比熱は一定値とした。計算で算出した木材表面付近の 1~14mm 位置の温度は加熱開始後数分間で実験値と良好な一致性が得られた。しかし、可燃性の物質(熱分解ガス、炭化層)の燃焼を考慮しなかったため、適用可能な範囲は加熱開始直後のみと考えられる。

Fontana ら[32]は 1 次元の熱伝導モデルを用いて、密度が 480kg/m³ の木質試験体の 90 分 ISO834 片面加熱耐火試験を行う時の内部温度を計算した。液水が水蒸気へ変化する時の吸熱は 2 種類の方法で表し、等価比熱で近似する場合と潜熱を陽に表示した場合を比較した。その結果、いずれの方法でも加熱時の部材内部温度を概ね再現できるが、等価比熱法では使用する解析ソフトに依存して結果が変化することを指摘している。

他に熱伝導モデルを使用した研究は多数あり、例えば Janssens[33]、Chen ら[34]、Thi ら[35]、Darmon ら[36]、Audebert ら[37]などの研究が存在する。熱伝導モデルは計算が便利である利点を持つ一方、欠点も存在する。例えば、計算が可能な状況が限られていることは大きな欠点の一つである。前述の通り、熱伝導モデルを使用した多くの研究で計算をする際は等価物性値を使用している。この等価物性値は実験結果から較正されたものが多く、較正原本とする実験の条件においてしか計算ができない。例えば前述の EuroCode5 で規定した等価熱伝導率は ISO834 標準耐火試験の加熱時の温度で較正したものであり、同じ耐火試験であっても冷却時には使用できない。また、コーンカロリメーター実験などの条件で加熱する時も使用できない。等価物性値が存在しない場合、計算の精度が落ちる恐れがある。

1.3.2 熱・物質移動モデル

熱・物質移動モデルは木質部材が加熱された時の熱移動および物質移動を全て考慮したものである。そのうち、水分の移動が最も考慮された物質移動の一種である。また、部材内部の空気、可燃ガスなどの成分を考慮した研究も存在する。これまでの研究者は多種類の計算モデルを提案したが、モデルの支配方程式は概ね非定常の移流拡散方程式の形で表すことができる。式(1-2)に生成項付きの 1 次元非定常移流拡散方程式を示す。

$$\frac{\partial \rho \varphi}{\partial t} + \frac{\partial \rho v \varphi}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right) + S \quad (1-2)$$

ただし、 ρ は密度、 v は流速、 D は拡散係数、 S は生成項、 φ は変数である。計算対象の物質

種類により、変数 ϕ は温度、気体質量分率、単位体積木材当たりの液水質量または気体質量になる。木質部材は多孔質材料であるため、流速 v を計算する際は多孔質内部の Darcy の流れを用いて圧力勾配から導出する例が多い[38]。

Fredlund[39]は 2 次元の熱物質移動解析モデルを提案した。モデルの中に水蒸気と熱分解可燃ガスの移動を考慮し、液水の移動を無視した。熱分解速度をアレニウス型反応速度式で表示し、水蒸気は常に飽和状態になっていると想定し、飽和状態から液水と水蒸気の変換速度を計算した。可燃物の燃焼は単一のアレニウス型反応速度式で表面反応として表した。

Pecenko ら[40]のモデルは 2 次元のものであり、部材内部の空気と水蒸気の移動を計算した。また、濃度勾配と温度勾配による液水の拡散による移動も考慮した。水分の吸着と脱着は非平衡の方法を用いて表し、現在の含水率が平衡含水率との差と比例するように設定した。炭化(部材熱分解)については陽に記述しなかったが、300°Cを境界として炭化位置を近似的に推定した。

鈴木[41]は 1 次元のモデルを提案し、熱、液水及び水蒸気と空気の混合ガスの収支を計算した。熱分解反応については 250~400°Cの間で一定の速度で進行するとして計算した。熱分解の進行による熱吸収を考慮したが、熱分解ガスの移動は分析しなかった。炭化層の燃焼を表面反応として考えて、液水の脱着速度は前述の Pecenko らと類似の方法で平衡含水率と含水率の差と比例するように計算した。90 分加熱の耐火試験を対象として解析を行って実験と比較した結果、加熱停止時の各位置温度を概ね再現できたが、加熱過程では加熱面から比較的遠い位置(例えば 30mm,50mm)での解析結果は実験結果との差が残った。

Bryden ら[42]のモデルは 1 次元のものである。モデルの中に、木材の熱分解を 2 ステップ計 5 種類の反応に分けて細かく分析した。分解で生成した乾留液(タール)と熱分解ガスの物質移動を考慮した。水蒸気の物質移動も分析し、水分の吸着と脱着速度はアレニウス型反応式で表示した。38kW/m² で加熱した試験体を対象として内部温度を計算した結果、解析値は実験値よりやや高いが変化傾向が概ね一致している。しかし、加熱時しか計算していないため冷却時の再現精度は不明である。

Gronli ら[43]は 1 次元のモデルを提案し、加熱を受ける木質部材の変化をモデル化した。熱分解反応は 2 ステップの計 4 種類反応で分析し、アレニウス型反応式で反応速度を表した。熱分解ガス及び中間産物である乾留液の物質移動を生成項がある移流方程式で計算し、流速は Darcy の法則から導出した。計算モデルは 130kW/m² と 80kW/m² の 2 種類の加熱強度で加熱した試験体の加熱開始後 10 分以内の温度分布をよく再現できている。

上記の計算モデル以外にも、Yuen ら[44]、Yang ら[45]、Huang ら[46]などの研究者は類似の考え方で木質部材、または木材と類似する炭化可能の多孔質部材の熱・物質移動モデルを提案した。また、熱水分移動モデルとしても Blasi[47]、Arends ら[48]、Zanoni ら[49]、Borujerdi ら[50]、Bixler[51]、Remki ら[52]、Tariku ら[53]、Erisson ら[54]、Eitelberger ら[55]などのモデルが提案される。加熱温度が低いため熱分解反応に至っていないが、熱水分移動の考え方は火災時の状況を計算するモデルと同様である。

1.3.3 既往モデルの問題点

これまで多数の研究者が様々な種類の計算モデルを提案したが、モデルのうちの多くは加熱を受ける木質部材で発生する一部の現象を省略している。例えば、木質部材の熱分解で生成した炭化層の赤熱燃焼を計算するモデルは多くない。しかし、炭化層の赤熱は有炎

燃焼が消炎した後の冷却過程でも継続し、大量の熱量が放出される[56]。そのため、炭化層の赤熱燃焼は木質部材の冷却期間中の挙動を大きく影響すると考えられる。既往モデルは赤熱を計算しないため冷却時の状況を計算できない。

また、木質部材が加熱されると部材の表面亀裂と寸法収縮が発生するが、計算モデルの中に亀裂と収縮を考慮するものが少ない。しかし、表面亀裂の発生により外部の熱流と物質流は部材内部に直接に侵入することができ、熱移動と物質移動に顕著な影響を及ぼす。特に冷却期間中では加熱面と遠い位置の部材温度が低く、外部の温度が高いため亀裂による流入熱流は内部温度の上昇に顕著な影響がある。

また、木材内部での燃焼の発生により酸素濃度が下降し、二酸化炭素含量が上昇する可能性がある。その影響により燃焼が遅くなると考えられる。しかし、既往の物質移動モデルの多数は酸素濃度の変化が燃焼速度へ及ぼす影響を無視し、外部からの気体を一種類の「空気」として計算したため、その分の影響を含められない。

上記で述べたところ以外、他の問題点も存在する。例えば一部の研究は炭化層の赤熱燃焼を表面での反応として計算したが、実際に表面から一定の深さがある位置でも炭化層の燃焼が進行している。そのため、計算をする際は炭化層の燃焼を表面反応として処理するのではなく、温度に関する保存式の生成項として計算する方が適切であると考えられる。

前述の既往モデルの多数は改良できる点が存在し、火災加熱を受ける木質部材が発生する各種現象を考慮した、加熱中と冷却中の両方を計算できるモデルは、いまだに存在しない。燃え止まりの予測計算では特に冷却過程での計算が重要であり、既往研究で無視した各種の物理現象は冷却過程での計算に大きい影響があるため、既往研究で提案した各種のモデルは加熱を受ける木質部材の冷却過程での燃焼挙動を正確に予測することができず、燃え止まり予測で使用することができないと考えられる。

上記の点を踏まえて、本研究では考慮が必要な現象、つまり冷却過程での分析に対して重要な現象を全て分析した計算モデルを提案する。揮発性成分の熱分解、熱分解ガスの燃焼、不揮発性成分の赤熱燃焼、水分の吸着と脱着を全て考慮し、熱移動に加えて液水、熱分解ガス、水蒸気及び酸素、窒素と二酸化炭素の物質移動も考慮する。さらに、加熱より発生した部材の亀裂と収縮及びそれらの現象が熱・物質移動に対する影響もモデルに含める。

表 1-2 に本研究で提案予定のモデルが既往研究モデルとの比較を示す。記号に関しては、ある過程を考慮しなかったモデルを×、部分的に考慮したモデルを△、考慮したモデルを○、特に詳細に分析したモデルを◎として標記した。例えば熱と物質移動に関しては、拡散または対流のいずれかを考慮したものを△、両方を考慮したものを○とした。

表 1-2 より、本研究は既往で提案したモデルより加熱された時の木質部材が発生する各種変化を全面的に分析できることが分かる。また、多くの既往モデルが考慮していない亀裂や収縮などの現象も考慮している。本研究は冷却過程での木質部材の挙動を分析する時に重要である炭化層赤熱や表面亀裂などの変化を考慮しているため、火災全過程(加熱・冷却)の木質部材の挙動を全面的に分析することができると考えられる。

表 1-2 本研究のモデルと既往研究モデルの比較

計算モデル	本研究	Fredlund	Pecenko ら	鈴木	Bryden ら
熱移動	○	○	○	△	○
液水の移動	○	×	△	△	×
水蒸気移動	○	○	○	○	△
熱分解ガス移動	○	○	×	×	△
空気の移動	◎	×	○	○	×
熱分解	○	○	×	△	◎
脱着・吸着	○	△	○	○	△
炭化層赤熱	○	○	×	○	×
熱分解ガス燃焼	○	○	×	×	×
亀裂	○	×	×	×	×
収縮	○	×	×	×	×

1.4 本論文の構成

本論文は9章で構成され、1章の序論と9章の結論以外の7章を分類すると3部に分類できる。図 1-2 に、本研究の流れを表すフローチャートを示す。

第1部は主に加熱を受ける木質部材の熱・物質移動モデル及び解析プログラムについて述べる。第1部は、2章～4章で構成される。そのうち、第2章は火災を受ける木質部材の燃焼性状を解析するモデルについて述べる。計算モデルは試験体で発生する熱伝導および対流熱伝達・放射熱伝達から始め、多孔質部材である木質部材内部の液水及び水蒸気、熱分解ガス、空気(酸素、窒素と二酸化炭素)の物質移動も考慮する。液水と気体の流れは Darcy の法則に従って計算する。また、加熱された時に発生する水分の吸着(水蒸気→液水)と脱着(液水→水蒸気)、揮発性成分の熱分解、熱分解ガスの燃焼、不揮発性成分の赤熱燃焼も考慮する。更に、燃焼の進行とともに発生した部材表面亀裂及び収縮現象、そしてその現象が熱・物質移動に対する影響もモデルの中に考慮する。

第3章は、計算モデルで使用する各種物性値の決定方法を述べる。2章で提案したモデルは多様な物理現象について計算するため、数多くの物性値が必要である。実験結果を数値計算で正確に再現するため、物性値を適切に決定する必要がある。そのため、3章は熱伝導率や比熱などの熱物性値から始め、拡散係数、空隙率や平衡含水率など各種物性値の決め方を詳細に述べた。

第4章は、計算モデルの数値計算方法および作成した計算プログラムの構成について述べる。まずは支配方程式であるエンタルピー保存式と各種物質の質量保存式を離散化して、計算で使用する離散化方程式を示す。その後、数値解析プログラムの計算の流れを示す。最後に、作成したプログラムの構成および使用方法について述べる。

第2部は主に実験による木質部材の燃え止まり・加熱時の挙動に関する検討および実験と計算モデルの比較検証について述べる。コーンカロリメーターによるカラマツ集成材の加熱実験を行い、実際の燃焼実験で発生するカラマツ部材の熱移動と物質(水分)移動を検討し、加熱時間が内部温度、内部含水率と炭化性状などの物理量へ及ぼす影響を検討した。また、小型耐火炉によるカラマツ壁加熱実験を行い、冷却時の給気量が燃え止まりへ及ぼす影響を検討した。更に、第1部で提案した解析モデルを用いて実験と同じ条件で解析を行い、解析モデルの精度を比較検証した。第2部は、5章～7章で構成する。

第5章は、コーンカロリメーターによるカラマツ集成材の加熱実験を示す。99×99×

50mmのカラマツ集成材試験体を50kW/m²の加熱強度で10分～50分加熱し、試験体温度、含水率、発熱速度、炭化・変色深さなどを測定した。

第6章は、小型炉によるカラマツ集成材壁試験体のISO834耐火試験の結果を示す。1200×1000×100mmのカラマツ壁試験体を小型炉で1時間片面加熱し、その後に3時間の冷却をした。冷却時の給気量を調整して計8回の実験を行った。実験をする時に、炉内温度、試験体温度・含水率、冷却時の炉内酸素濃度などの数値を測定した。

第7章は、実験結果と計算結果の比較を示す。第1部で作成した計算プログラムを用いて5章と6章と同じ条件に従って解析を行い、温度、発熱速度や内部含水率などを解析し、その結果を実験で測定した数値と比較して計算モデルの精度を検証した。異なる加熱条件(耐火炉、コーンカロリメーター)で解析をして実験結果を比較したため、計算モデルの一般性を総合的に分析することができる。

第3部は第8章で構成する。第8章は、検討された計算モデルを用いて条件を変更して解析を行い、各種条件が部材の燃え止まりへ及ぼす影響を検討するものである。ここでは空隙率、比透気率など物質移動と関連するパラメータから、密度や材種などの様々なパラメータが燃え止まりへ及ぼす影響を検討した。

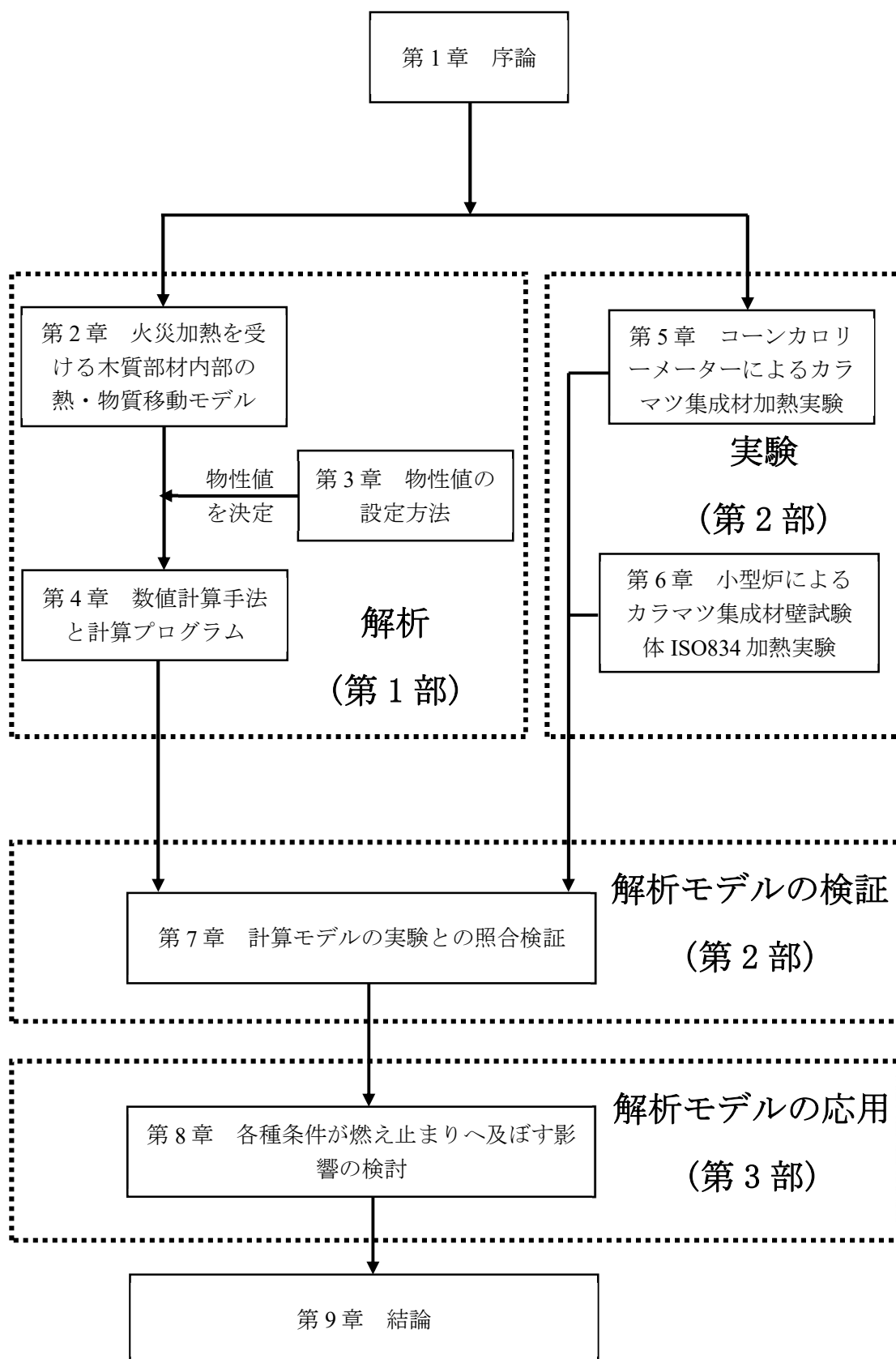


図 1-2 本研究の流れ

第1章 参考文献

- [1] M. Zubizarreta, J. Cuadrado, A. Orbe, and H. García, “Modeling the environmental sustainability of timber structures: A case study,” *Environ. Impact Assess. Rev.*, vol. 78, no. March, p. 106286, 2019, doi: 10.1016/j.eiar.2019.106286.
- [2] 中国文化遺産研究院, “応県木塔総合保護与研究項目,” 2023. <http://www.cach.org.cn/tabid/155/InfoID/514/ftid/119/Default.aspx> (accessed Nov. 05, 2023).
- [3] 公益財団法人奈良市観光協会, “東大寺.” https://narashikanko.or.jp/spot/world_heritage/todaiji/ (accessed Nov. 04, 2023).
- [4] “History of Greensted Church,” *Greensted Church*. <http://www.greenstedchurch.org.uk/history.html> (accessed Nov. 04, 2023).
- [5] 林野庁, “平成27年度木材利用推進・省エネ省CO2実証業務報告書,” 2016.
- [6] 大熊幹章, “地球環境時代を迎えて望まれる林業と木材利用の連結,” *森林科学*, vol. 45, pp. 54–57, 2005.
- [7] 総務省統計局, “平成30年住宅・土地統計調査,” 2018.
- [8] 平成二十二年法律第三十六号, “脱炭素社会の実現に資する等のための建築物等における木材の利用の促進に関する法律.” 2010.
- [9] 林野庁, “令和3年度の公共建築物の木造率について,” 2023.
- [10] 農林水産省、国土交通省告示第3号, “公共建築物における木材の利用の促進に関する基本方針,” 2010.
- [11] 林野庁, “令和2年度 森林・林業白書,” 2020.
- [12] 昭和二十五年法律第二百一十号, “建築基準法,” 2023.
- [13] 安井昇, “木造建築の防耐火性能～火事に負けない木造をつくる～,” *木材保存*, vol. 40, no. 2, pp. 46–54, 2014.
- [14] *ISO834: Fire-resistance tests — Elements of building construction*. International Organization for Standardization, 1999.
- [15] 岡日出夫, 大橋宏和, 山口純一, 堀長生, “モルタルを内蔵したスギ集成材の燃え止まりに関する研究,” *日本火災学会論文集*, vol. 58, no. 1, 2008.
- [16] 山口純一, 堀長生, 高橋晃一郎, 丹羽博則, “耐火集成材（シグマウッド）の開発,” *大林組技術研究所報*, no. 70, pp. 1–8, 2006.
- [17] K. Harada, A. Sun, S. Makino, and D. Nii, “Burning Behaviour of GLT Walls During Cooling Period after ISO 834 Exposure in a Small Furnace,” *Fire Technol.*, 2023, doi: 10.1007/s10694-023-01483-8.
- [18] 大橋宏和ら, “耐火木造部材の荷重支持部の木材密度が耐火性能に与える影響,” *日本建築学会技術報告集*, vol. 21, no. 47, pp. 151–156, 2015.
- [19] Y. Chatani and K. Harada, “Measurement of char oxidation rate of larch glue laminated timber,” *12th Asia-Oceania Symp. Fire Sci. Technol.*, 2021.
- [20] 山口智世ら, “燃え止まり型木質耐火構造部材の工学的設計法に関する研究,” *日本建築学会環境系論文集*, vol. 81, no. 730, pp. 1065–1074, 2016, doi: 10.3130/aije.81.1065.
- [21] 茶谷友希子, 原田和典, 土橋常登, “カラマツ集成材の火災加熱後における炭化層の赤熱反応速度の測定,” *日本建築学会環境系論文集*, vol. 82, no. 736, pp. 491–499, 2017, doi: 10.3130/aije.82.491.
- [22] 北海道立総合研究機構, “依頼試験手数料・設備使用料一覧表,” 2016. [Online]. Available:

- https://www.hro.or.jp/list/building/bptc/h/pdf/h280908_iraishikenryoukinhyou.pdf
- [23] 一般財団法人日本建築総合試験所, “耐火・防火関係試験料金表,” 2023. [Online]. Available: https://www.gbrc.or.jp/assets/documents/lab/fee3_fire.pdf
- [24] 性能基準推進協会防耐火構造・材料部会木造耐火燃え止まりWG, 木質耐火構造部材の燃え止まり解析とその利用法に関する報告書. 2014.
- [25] 原田和典, “数値計算プログラムを活用した耐火性能評価手法,” 日本建築学会大会防火部門パネルディスカッション, 2023.
- [26] C. H. Bamford, J. Crank, and D. H. Malan, “The combustion of wood. Part I,” *Math. Proc. Cambridge Philos. Soc.*, vol. 42, no. 2, pp. 166–182, 1946, doi: 10.1017/S030500410002288X.
- [27] M. Khelifa, A. Khennane, M. El Ganaoui, and Y. Rogaume, “Analysis of the behavior of multiple dowel timber connections in fire,” *Fire Saf. J.*, vol. 68, pp. 119–128, 2014, doi: 10.1016/j.firesaf.2014.05.024.
- [28] European Committee for Standardization, *Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design*. 2004.
- [29] J. König and L. Walleij, “One-dimensional charring of timber exposed to standard and parametric fires in initially unprotected and postprotection situations,” 1999.
- [30] L. Peng, G. Hadjisophocleus, J. Mehaffey, and M. Mohammad, “Predicting the Fire Resistance of Wood-Steel-Wood Timber Connections,” *Fire Technol.*, vol. 47, no. 4, pp. 1101–1119, 2011, doi: 10.1007/s10694-009-0118-4.
- [31] D. K. Shen, M. X. Fang, Z. Y. Luo, and K. F. Cen, “Modeling pyrolysis of wet wood under external heat flux,” *Fire Saf. J.*, vol. 42, no. 3, pp. 210–217, 2007, doi: 10.1016/j.firesaf.2006.09.001.
- [32] M. Fontana *et al.*, “Parametric Study of Modelling Structural Timber in Fire With Different Software Packages,” *7th Int. Conf. Struct. Fire*, 2012.
- [33] M. L. Janssens, “Modeling of the thermal degradation of structural wood members exposed to fire,” *Fire Mater.*, vol. 28, no. 2–4, pp. 199–207, 2004, doi: 10.1002/fam.848.
- [34] C. Chen, “Modelling timber structural members in fire,” *OpenSees Workshop, 12th International Conference on Structures in Fire*. Hong Kong, 2022. [Online]. Available: http://openseesforfire.github.io/Download/SIF2022workshop_modelling_Timber.pdf
- [35] V. D. Thi, M. Khelifa, M. El Ganaoui, and Y. Rogaume, “Finite element modelling of the pyrolysis of wet wood subjected to fire,” *Fire Saf. J.*, vol. 81, pp. 85–96, 2016, doi: 10.1016/j.firesaf.2016.02.001.
- [36] R. Dârmon and O. Lalu, “The fire performance of Cross Laminated Timber beams,” *Procedia Manuf.*, vol. 32, pp. 121–128, 2019, doi: 10.1016/j.promfg.2019.02.192.
- [37] M. Audebert, D. Dhima, M. Taazount, and A. Bouchaïr, “Experimental and numerical analysis of timber connections in tension perpendicular to grain in fire,” *Fire Saf. J.*, vol. 63, pp. 125–137, 2014, doi: 10.1016/j.firesaf.2013.11.011.
- [38] C. Lautenberger and C. Fernandez-Pello, “Pyrolysis modeling, thermal decomposition, and transport processes in combustible solids,” in *Transport Phenomena in Fires*, vol. 31, 2008, pp. 209–259. doi: 10.2495/9781845641603/06.
- [39] B. Fredlund, “Modelling of heat and mass transfer in wood structures during fire,” *Fire Saf. J.*, vol. 20, no. 1, pp. 39–69, 1993, doi: 10.1016/0379-7112(93)90011-E.
- [40] R. Pečenko, S. Svensson, and T. Hozjan, “Modelling heat and moisture transfer in timber exposed

- to fire,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 87, pp. 598–605, 2015, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.04.024.
- [41] 鈴木達朗, “火災加熱を受ける木質部材内部の熱水分同時移動が力学的性能へ及ぼす影響の評価に関する研究,” Waseda University, 2021.
- [42] K. M. Bryden, K. W. Ragland, and C. J. Rutland, “Modeling thermally thick pyrolysis of wood,” *Biomass and Bioenergy*, vol. 22, no. 1, pp. 41–53, 2002, doi: 10.1016/S0961-9534(01)00060-5.
- [43] M. G. Gronli and M. C. Melaaen, “Mathematical model for wood pyrolysis-comparison of experimental measurements with model predictions,” *Energy and Fuels*, vol. 14, no. 4, pp. 791–800, 2000, doi: 10.1021/ef990176q.
- [44] R. K. K. Yuen, G. H. Yeoh, G. de Vahl Davis, and E. Leonardi, “Modelling the pyrolysis of wet wood - I. Three-dimensional formulation and analysis,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 50, no. 21–22, pp. 4371–4386, 2007, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.01.008.
- [45] J. Yang and H. Chen, “Natural Downward Smouldering of Peat: Effects of Inorganic Content and Piled Bed Height,” *Fire Technol.*, vol. 54, no. 5, pp. 1219–1247, 2018, doi: 10.1007/s10694-018-0737-8.
- [46] X. Huang and G. Rein, “Smouldering combustion of peat in wildfires: Inverse modelling of the drying and the thermal and oxidative decomposition kinetics,” *Combust. Flame*, vol. 161, no. 6, pp. 1633–1644, 2014, doi: 10.1016/j.combustflame.2013.12.013.
- [47] C. Di Blasi, “Multi-phase moisture transfer in the high-temperature drying of wood particles,” *Chem. Eng. Sci.*, vol. 53, no. 2, pp. 353–366, 1998, doi: 10.1016/S0009-2509(97)00197-8.
- [48] T. Arends, A. J. Barakat, and L. Pel, “Moisture transport in pine wood during one-sided heating studied by NMR,” *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 99, no. June, pp. 259–271, 2018, doi: 10.1016/j.expthermflusci.2018.08.004.
- [49] M. A. B. Zanoni, J. Wang, J. L. Torero, and J. I. Gerhard, “Multiphase modelling of water evaporation and condensation in an air-heated porous medium,” *Appl. Therm. Eng.*, vol. 212, no. January, 2022, doi: 10.1016/j.applthermaleng.2022.118516.
- [50] P. Rahimi Borujerdi, B. Shotorban, S. Mahalingam, and D. R. Weise, “Modeling of water evaporation from a shrinking moist biomass slab subject to heating: Arrhenius approach versus equilibrium approach,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 145, p. 118672, 2019, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118672.
- [51] N.E. Bixler, “NORIA: a Finite Element Computer Program for Analyzing Water, Vapor, Air and Energy Transport in Porous Media,” 1985.
- [52] B. Remki, K. Abahri, M. Tahlaiti, and R. Belarbi, “Hygrothermal transfer in wood drying under the atmospheric pressure gradient,” *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 57, pp. 135–141, 2012, doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2012.02.005.
- [53] F. Tariku, K. Kumaran, and P. Fazio, “Transient model for coupled heat, air and moisture transfer through multilayered porous media,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 53, no. 15–16, pp. 3035–3044, 2010, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2010.03.024.
- [54] J. Eriksson, H. Johansson, and J. Danvind, “A mass transport model for drying wood under isothermal conditions,” *Dry. Technol.*, vol. 25, no. 3, pp. 433–439, 2007, doi: 10.1080/07373930601183785.
- [55] J. Eitelberger, K. Hofstetter, and S. V. Dvinskikh, “A multi-scale approach for simulation of

- transient moisture transport processes in wood below the fiber saturation point,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 71, no. 15, pp. 1727–1738, 2011, doi: 10.1016/j.compscitech.2011.08.004.
- [56] 茶谷友希子, 原田和典, “一定の放射加熱を受けるカラマツ集成材の赤熱燃焼性状の予測,” 日本建築学会環境系論文集, vol. 86, no. 790, pp. 863–872, 2021.

第2章 火災加熱を受ける木質部材内部の熱・物質移動モデル

本章では、火災加熱を受ける木質部材内部の熱・物質移動の解析モデルについて述べる。章の中の各節では主に以下の内容で構成する。2.1 節でモデルの概要を述べ、2.2 節はモデルの支配方程式を記述する。2.3 節は加熱を受ける木質部材が発生する熱分解、燃焼と水分の吸着・脱着の速度の計算方法を述べる。2.4 節は支配方程式の中の各種生成項の計算方法を述べる。2.5 節は加熱時の試験体寸法変化(亀裂と収縮)の表示方法を示す。

2.1 モデルの概要

木質部材は多孔質であり、空隙の中に気体と液状水が含有する。気体と液状水は空隙の中に対流と拡散により物質の移動が発生する。また、気体と液状水の移動に伴う熱移動、そして固体を経由する熱伝導も発生する。図 2-1 に木質部材内部で発生する熱と物質の移動を示す。茶色の部分は木質部材の固体部を表し、白色の部分は空隙を表す。気体と液水は空隙を通して移動する。

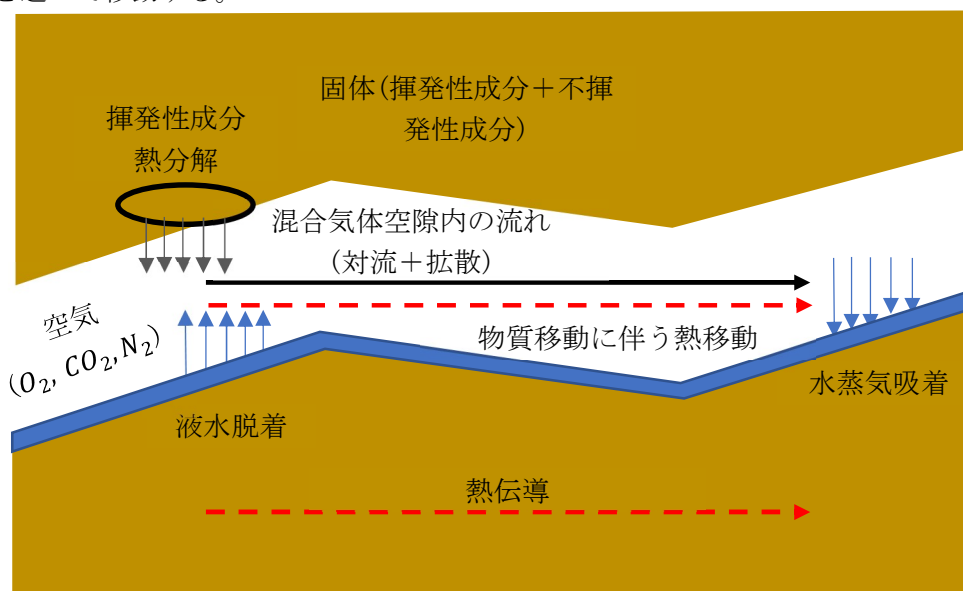


図 2-1 木質部材内部の熱と物質の移動

前述の内容を踏まえて、本モデルでは木質部材全体を固体、液体、気体の成分に分けて分析する。

固体は熱分解が可能な揮発性成分と赤熱燃焼が可能な不揮発性成分で組成する。揮発性成分は熱分解反応により可燃の熱分解ガスになり、不揮発性成分は赤熱燃焼により消費される。実際の状況では木材→熱分解ガス+炭化層の反応が発生するが、単位量の木材が分解した時に生成する熱分解ガスと炭化層の比率を確定することが難しいので、本モデルでは炭化層として残る分を不揮発性成分、熱分解ガスとして気化する分を揮発性成分として、木材の固体成分を事前に分けておく。その結果、熱分解反応は揮発性成分→熱分解ガスのように簡略化して分析することができる。また、不揮発性成分(炭化層)の酸化燃焼は熱分解が完全に進行した後に発生するとする。

液体は液状水から成る。一部の研究者[1]はモデルの中に木材の熱分解により生成した乾留液(タール)も液体として計算したが、高温で加熱すると乾留液も気化してガスになるため、本モデルは中間のプロセス(乾留液の生成)を無視し、タールなどの液状中間産物を考慮モデルの中に考慮せず、熱分解プロセスを単一プロセスの反応過程とした。そのため、本モデルで考慮する液状の物質は液水のみでした。

気体は窒素、酸素、二酸化炭素、水蒸気と熱分解ガスから成る。酸素濃度が燃焼へ及ぼす影響を検討するため、分析する際は空気を一種類の気体として見なすのではなく、組成される窒素と酸素を分けて表した。空気の中に含有する微量のアルゴン等の不活性気体は火災加熱を受ける木質部材が発生する変化に関係がないため、無視した。また、全ての燃焼反応は完全燃焼とみなし、一酸化炭素の生成を考慮しなかった。

固体成分では物質移動は発生せず、反応のみにより質量が変化するとする。液体と気体は反応または変化以外に、圧力勾配による対流流束と濃度勾配による拡散流束を考慮する。混合気体に関しては、気体が生成された後にすぐに均一に混合するとする。計算をする際は、一つの計算格子の中に存在する各種物質は常に熱的平衡を保つとする。つまり、各種物質の間では温度差がなく、温度は常に同じとする。

モデルでは、固体部分、液水および空隙内ガスから成る物質全体のエンタルピー保存、固体各成分の質量保存、液体(液水)の質量保存、気体全体の質量保存と気体各成分の質量保存を考慮する。本モデルは、1次元の計算を行う。

2.2 支配方程式

2.2.1 流速

木質部材は多孔質材料であるため、内部の流速が低く、Darcy の法則に従って圧力勾配で表すことができる。気体の流速は、式(2-1)のように表す。

$$v_{gas} = -\frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \frac{\partial P}{\partial x} \quad (2-1)$$

液体の流速は気体と同様に、Darcy の法則に従って液相の圧力勾配と比例するように計算する。ただし、液相の圧力は全圧ではなく、全圧と毛細管圧力の差[2]である。式(2-2)に液相水分の流速計算式を示す。

$$v_{liq} = -\frac{\kappa_{liq}}{\mu_{liq}} \frac{\partial (P - P_{cap})}{\partial x} \quad (2-2)$$

毛細管圧は、Spolek ら[3]が提案した式を用いて計算する。Spolek の計算式は常温時毛細管圧を表示するが、ここでは毛細管圧の温度依存性を表示するため、Spolek の式に係数 α を追加する。式(2-3)に係数 α を追加した毛細管圧計算式を示す。

$$P_{cap} = 12400\alpha * \omega^{-0.61} \quad (2-3)$$

ただし、 ω は空隙の飽和度(m^3/m^3)である。高温時の毛細管圧は温度の上昇により概ね線形的に減衰している[4]ため、温度依存性を毛細管圧の計算式に入れる必要がある。ここで、20°C(293.15K)及び 20°C以下の時に毛細管圧が減衰せず、20~100°C間は線形的に減衰し、100°C(373.15K)になると毛細管圧が 0 になるように α を定義する。その結果、式(2-4)のように減衰係数 α の計算式を表すことができる。

$$\alpha = \begin{cases} 1 & (T \leq 293.15) \\ -\frac{1}{80}(T - 293.15) + 1 & (293.15 < T < 373.15) \\ 0 & (373.15 \leq T) \end{cases} \quad (2-4)$$

2.2.2 質量保存

各種物質の質量保存を分析する際、液体と気体などの流体については木質部材の導管内部で発生する移流流れと拡散流れ、試験体表面亀裂から部材内部に直接に進入する物質流、そして生成または消費された物質を考慮する必要がある。固体成分については物質移動が

発生しないため、物質の生成と消費のみを考慮する。亀裂から進入する物質流量を考慮すると、式(2-5)に固体、液体と気体三種類の物質の質量保存を表す方程式を示す。

$$\frac{\partial \tilde{\rho} \varphi}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon \left(\tilde{\rho} v \varphi - D \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{crack}) = \epsilon S \quad (2-5)$$

式(2-5)は、通常の一次元非定常移流拡散方程式に亀裂から進入する流量を表す項 $\frac{\partial}{\partial x} (m_{crack})$ と亀裂発生による残存面積比(亀裂が発生した試験体の残存固体断面積と亀裂が発生しない時の加熱面総面積の比)を表す係数 ϵ を追加したものである。ここから式(2-5)の形を用いて、各種物質の質量保存式を表す。ただし、前述の通り固体成分は物質の流れが発生しないため、移流、拡散および亀裂からの流量項はいずれも 0 となる。残存面積比 ϵ の計算方法は亀裂モデルに関連するため、亀裂モデルを記述する 2.5 節に示す。

(1) 固体成分の質量保存

式(2-6)～式(2-7)にそれぞれ固体成分である揮発性成分と不揮発性成分の質量保存式を示す。生成項 S に関しては、固体成分はいずれも化学反応によって消費されるため、 S_{vola} と S_{nonv} は負の値である。

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{vola}}{\partial t} = \epsilon S_{vola} \quad (2-6)$$

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{nonv}}{\partial t} = \epsilon S_{nonv} \quad (2-7)$$

(2) 液水の質量保存

液体成分(液水)の質量保存式を式(2-8)に示す。亀裂から液水が試験体に直接に侵入することがないため、亀裂流量項は 0 となる。

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{liq}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon (\tilde{\rho}_{liq} v_{liq} - D_{liq} \frac{\partial \tilde{\rho}_{liq}}{\partial x}) = \epsilon S_{liq} \quad (2-8)$$

(3) 気体各成分の質量保存式

個別の気体成分の質量保存式は式(2-9)～(2-13)に示す。ここで、試験体の多孔質成分内部で発生する移流拡散およびガスの生成以外、亀裂から試験体内部に侵入する物質流量も含めて考える。下付き文字 *crack* は、亀裂から試験体に流入するものを意味する。

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{gas} Y_p}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon \left(\tilde{\rho}_{gas} v_{gas} Y_p - \tilde{\rho}_{gas} D_p \frac{\partial Y_p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{p,crack}) = \epsilon S_p \quad (2-9)$$

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{gas} Y_{H_2Og}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon \left(\tilde{\rho}_{gas} v_{gas} Y_{H_2Og} - \tilde{\rho}_{gas} D_{H_2Og} \frac{\partial Y_{H_2Og}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{H_2Og,crack}) = \epsilon S_{H_2Og} \quad (2-10)$$

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{gas} Y_{N_2}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon \left(\tilde{\rho}_{gas} v_{gas} Y_{N_2} - \tilde{\rho}_{gas} D_{N_2} \frac{\partial Y_{N_2}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{N_2,crack}) = \epsilon S_{N_2} \quad (2-11)$$

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{gas} Y_{O_2}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon \left(\tilde{\rho}_{gas} v_{gas} Y_{O_2} - \tilde{\rho}_{gas} D_{O_2} \frac{\partial Y_{O_2}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{O_2,crack}) = \epsilon S_{O_2} \quad (2-12)$$

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{gas} Y_{CO_2}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon \left(\tilde{\rho}_{gas} v_{gas} Y_{CO_2} - \tilde{\rho}_{gas} D_{CO_2} \frac{\partial Y_{CO_2}}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{CO_2,crack}) = \epsilon S_{CO_2} \quad (2-13)$$

(4) 気体全体の質量保存式

気体成分全体の質量保存式を式(2-14)に示す。式(2-14)は、形式上は連続の式の右辺に気

体生成(または消費)速度を追加したものと類似する。

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{gas}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon (\tilde{\rho}_{gas} v_{gas}) = \epsilon (S_{H_2Og} + S_p + S_{O_2} + S_{CO_2}) \quad (2-14)$$

流速を計算する際は圧力が必要であるため、圧力の変化 $\partial P/\partial t$ を直接に表すことができる計算式が望ましい。そのため、ここでは Fredlund[5]の方法を参考し、理想気体状態方程式、Dalton の分圧法則と式(2-9)~(2-13)を用いて、式(2-15)に示す圧力拡散方程式を導出する。圧力の拡散方程式は、式(2-14)の気体全体の質量保存式と等価である。計算をする時には、式(2-15)を使用する。

$$\frac{\tau_{gas}}{RT} \frac{\partial P}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\sum \frac{\tilde{\rho}_j}{M_j} \epsilon \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \frac{\partial P}{\partial x} \right) + \frac{\tau_{gas}}{RT^2} \frac{\partial T}{\partial t} P + \epsilon \sum \frac{S_j}{M_j} \quad (2-15)$$

圧力が得られた後に、式(2-16)を用いて単位体積木材当たりの気体質量 $\tilde{\rho}_{gas}$ を求める。式の中の係数 1000 は、分子量 M の単位[g/mol]の中の g と $\tilde{\rho}_{gas}$ の単位[kg/m³]の中の kg を換算するための係数である。

$$\tilde{\rho}_{gas} = \frac{\sum M_j Y_j}{\sum Y_j} \frac{\tau_{gas} P}{1000 RT} \quad (2-16)$$

2.2.3 エンタルピー保存式

エンタルピー保存式を式(2-17)に示す。ここでは、対流熱流と伝導熱流を考慮した。熱伝導に関しては固体部分で発生する熱伝導のみ考慮し、液相と気相における熱伝導は無視した。また、質量保存を分析する際と同様に、亀裂から試験体内部に侵入する追加の移流と放射熱流量 $q_{conv,crack}$ と $q_{rad,crack}$ も考慮した。

$$\frac{\partial \sum_{sol,liq,gas} (\tilde{\rho} c) T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon \left[\left(\tilde{\rho}_{liq} c_{liq} v_{liq} + \sum_{gas} (\tilde{\rho}_j c_j) v_{gas} \right) T - k_{sol} \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial x} (q_{conv,crack} + q_{rad,crack}) = \epsilon [Q_{ads} + Q_{pyro} + Q_{glow} + Q_{flam}] \quad (2-17)$$

熱の生成項に関しては、水分の吸着と脱着を表す Q_{ads} 、揮発性成分の熱分解を表す Q_{pyro} 、不揮発性成分の赤熱を表す Q_{glow} 、熱分解ガスの燃焼を表す Q_{flam} を考慮した。

2.3 吸着・脱着、熱分解と燃焼速度

2.3.1 水分の吸着・脱着速度

多孔質である木材が加熱されると液水の脱着が発生し、水蒸気が生成される。その水蒸気が圧力勾配により未飽和の部分まで運搬され、吸着により再び液水になる。液水と水蒸気の相互転化を表すため、これまで多くの研究者が木質部材または多種類の多孔質材の熱・物質移動を計算する時に各種の計算モデルを提案した(例えば、[6]–[14]など)。転化方法の表し方は主に以下の三種類に分類することができる。

一つ目の方法は、吸着・脱着の速度を化学反応として考慮して、アレニウス型反応速度式で表示方法である。この計算法は計算しやすいメリットが存在する一方、反応速度は指数関数的に増加するため、低温域の変化速度を正確に表すことができない可能性がある。また、化学反応速度で表すと吸着速度と脱着速度はそれぞれ異なる計算式で表して、計算プログラムに二つの計算式を組み込む必要がある。そのため、計算をする際は一つの格子に吸着と脱着が同時に発生するような異常な状況が起こる可能性がある。他の問題点としては、例えば Borujerdi ら[15]は熱力学的現象である吸着と脱着を化学反応として分析する

ことは正しくないと指摘している。

二つ目は水蒸気圧が平衡の計算方法である。各時刻の水蒸気分圧が飽和蒸気圧になれるように水蒸気の内容量を想定し、対流と拡散より移動した水蒸気を除いた部分から水蒸気の吸着量、または液水の脱着量を計算する。例えば、Fredlund の[9]熱物質移動モデルは上記の計算モデルを用いた。この種類の方法は水蒸気分圧を簡単に予測できる一方、吸着・脱着速度を計算する際は水蒸気移動の方程式も併せて解く必要があるため、計算が煩雑になる。また、実際には試験体内部の水蒸気分圧が常に飽和になるわけではなく、吸着と脱着が発生する時に起こる水蒸気分圧の変動を正しく計算できない。

三つ目は非平衡の方法である。吸着と脱着の速度は現在の状態と平衡状態の差と比例するように計算する。状態を表すパラメータとして含水率と平衡含水率、または水蒸気分圧と平衡蒸気圧が用いている。一部の研究者は圧力を状態パラメータとして計算する際に水蒸気分圧と飽和蒸気圧を使用しているが、多孔質内部の水分が平衡になるときの蒸気圧は飽和蒸気圧より低いため、平衡蒸気圧を用いるほうが正しいと考えられる。

上記の三種類の方法のうち、非平衡の方法は非平衡から平衡まで変化する過程を表すことができ、計算方法も簡単であるため、本研究は非平衡の方法を用いて液水と水蒸気の吸着・脱着速度を表す。ここで、Bixler の方法[16]を用いて含水率も吸着/脱着速度の計算式に導入し、含水率の変化曲線を平滑化した。式(2-18)に、本研究で使用する吸着/脱着速度式を示す。 b は比例係数であり、既往文献の実験結果を基に較正する。具体的な校正方法は、第3章の3.16節で示す。

$$\theta_{ads} = b\tilde{\rho}_{H_2O_l} (P_{H_2O_g} - P_{equ,H_2O_g}) \quad (2-18)$$

液水の吸着が発生すると水蒸気量が減少するため、全圧も減少する。吸着による全圧の減少が過大にならないことを確保するため、ここでは計算技法として計算対象とする格子内部の全圧 P が 0.9atm まで下降すると吸着を完全に停止するように設定した。また、全圧 P が 0.9~1.0atm の間では吸着速度が線形に減衰するように計算した。

$$\theta_{ads} = \begin{cases} b\tilde{\rho}_{H_2O_l} (P_{H_2O_g} - P_{equ,H_2O_g}) & (P \geq 1.0atm) \\ 10\left(\frac{P}{101325} - 0.9\right)b\tilde{\rho}_{H_2O_l} (P_{H_2O_g} - P_{equ,H_2O_g}) & (0.9atm < P < 1.0atm) \\ 0 & (P \leq 0.9atm) \end{cases} \quad (2-19)$$

2.3.2 揮発性成分の熱分解速度

木質部材は主にセルロース、ヘミセルロースとリグニンで組成される。そのため、木質部材の揮発性成分の熱分解反応速度も上記の三種類の主要成分が分解する反応に分けて解析することができる。式(2-20)に多く使用される n 次反応の反応速度式を示す[17]。

$$\frac{da}{dt} = A(1-a)^n e^{-\frac{E}{RT}} \quad (2-20)$$

ただし、 a は反応進行度を表す転化率であり、式(2-21)から計算する。転化率が 0 の時に反応が未開始の状態、転化率が 1 の時に反応が終了した状態を示す。

$$a = \frac{r - r_{\infty}}{1 - r_{\infty}} \quad (2-21)$$

r は現在の残量比、 r_{∞} は熱分解反応終了時の残量比である。式(2-20)と(2-21)を用いて三成分の反応速度を表し、単位体積木材あたりの熱分解反応による揮発性成分質量変化速度を表すと、式(2-22)になる。

$$\theta_{pyro} = \rho_{dry} \sum Y_i (1 - r_{\infty,i}) A_i (1 - a_i)^{n_i} e^{-\frac{E_i}{RT}} \quad (2-22)$$

ただし、 $r_{i,\infty}$ は揮発性成分のうちの各種主要成分(C:セルロース、H:ヘミセルロース、L:リグニン)が 900°Cまで加熱しても分解しない質量の比率である。Zhao ら[18]の実験結果より推定した数値によると $r_{\infty,C} = 0.042$, $r_{\infty,H} = 0.151$, $r_{\infty,L} = 0.358$ となる。

計算をする時は 200°C以下の時に熱分解反応の速度を 0 にした。また、一つの時間刻みにおける急激な温度上昇より熱分解速度が過大になる問題を防ぐため、温度 T が 653.15K(380°C)以上になる時刻では $T=653.15K(380°C)$ として質量減少速度を計算した。木質部材の急激な熱分解は概ね 380°C付近で終了し、温度がそれ以上に上昇しても熱分解速度の増加がないため、上記の近似方法は問題がないと考えられる。

2.3.3 不揮発性成分の酸化速度

不揮発性成分は主に炭（炭素）であると想定し、酸化燃焼の際は完全燃焼のみ発生するとする。その結果、不揮発性成分の酸化燃焼反応は $C+O_2=CO_2$ の反応で表示できる。不揮発性成分の酸化速度は、式(2-23)で表す。この計算式は、茶谷ら[19]による実験式に木材の酸素濃度と初期酸素濃度の比および全乾密度を乗じたものである。温度が、赤熱燃焼が開始する温度 $T_{glow,start}$ より高く、残量比が熱分解反応終了時の残量比 r_{∞} 以下であれば赤熱反応が開始するとした。その後の冷却過程で、温度が赤熱燃焼停止温度 $T_{glow,end}$ よりも低くなれば赤熱が停止するとした。

$$\theta_{glow} = \begin{cases} 0 & (r > r_{\infty} \text{ and } T < T_{glow,start}) \\ 0 & (r \leq r_{\infty} \text{ and } T < T_{glow,end}) \\ \rho_{dry} \frac{Y_{O_2}}{Y_{O_2,ini}} 0.00385 \exp\left(-\frac{26799}{8.314T}\right) & (others) \end{cases} \quad (2-23)$$

2.3.4 熱分解ガスの燃焼速度

熱分解ガスの燃焼は急激な反応であり、燃焼が発生する速度が非常に速い。そのため、本モデルでは格子内部が燃焼開始条件に到達したであれば、熱分解ガスは生成したらすぐに燃えるとする。つまり、熱分解ガスの燃焼速度を熱分解反応によるガス生成速度と等しいとする。

燃焼が開始の条件については実験での観測結果を参考して設定する。コーンカロリメーター実験の観測結果[20]により、熱分解ガスの有炎燃焼は加熱開始直後の急激燃焼以外の時に、主に亀裂内部で発生する。格子内部で生成した熱分解ガスは外部に排出し、酸素と混合して燃焼が発生したと考えられる。この現象をイメージし、格子で亀裂が発生し、そして温度が着火温度以上になることを燃焼開始の条件とした。式(2-24)にその関係を示す。式の中の 350°Cは実験で測定されたカラマツの着火温度の平均値[20]である。

$$\theta_{flam} = \begin{cases} \theta_{pyro} & (\text{for grids with crack and } T \geq 350^\circ\text{C}) \\ 0 & (others) \end{cases} \quad (2-24)$$

なお、亀裂が発生しなかった位置でも物質移動により熱分解ガスが導管を経由して運搬され、熱分解ガスと酸素が混合すると燃焼が導管内部で発生する可能性があるが、本モデルは燃焼が主に亀裂が発生して外気と接触する部分で起こると想定し、導管内部で発生する燃焼は無視する。

2.4 生成項の計算方法

2.4.1 揮発性成分

揮発性成分は熱分解反応により気化して熱分解ガスになる。そのため、揮発性成分の生成項は負の熱分解速度となり、 S_{vola} は負の値である。

$$S_{vola} = -\theta_{pyro} \quad (2-25)$$

2.4.2 不揮発性成分

不揮発性成分は赤熱反応により消費される。そのため、不揮発性成分の生成項 S_{nonv} は負の値である。

$$S_{nonv} = -\theta_{glow} \quad (2-26)$$

2.4.3 液水

液水は水分の吸着と脱着より生成、または消費される。変化速度は吸着速度と等しい。

$$S_{liq} = \theta_{ads} \quad (2-27)$$

2.4.4 水蒸気

水蒸気発生速度は液水脱着速度と同じである。変化の速度は負の吸着速度と等しい。

$$S_{H_2Og} = -\theta_{ads} \quad (2-28)$$

2.4.5 熱分解ガス

熱分解ガスの総生成量は、熱分解より生成した量から有炎燃焼により消費された量を引いたものである。

$$S_p = \theta_{pyro} - \theta_{flam} \quad (2-29)$$

2.4.6 酸素

酸素は熱分解ガスの燃焼と不揮発性成分の酸化燃焼の 2 種類の燃焼反応で消費される。ただし、熱分解ガスの導管内部での燃焼を無視しているため、赤熱反応による酸素消費のみを考える。その結果、酸素濃度の生成項は式(2-30)で表すことができる。

$$S_{O_2} = -\frac{32}{12}\theta_{glow} \quad (2-30)$$

2.4.7 二酸化炭素

二酸化炭素発生速度は酸素消費速度での分析と同様に、不揮発性成分の赤熱のみ生成されるとする。

$$S_{CO_2} = \frac{44}{12}\theta_{glow} \quad (2-31)$$

2.4.8 熱の生成と吸収

前述のエンタルピー保存式の熱の生成および吸収を表す項目は、それぞれ式(2-32)～式(2-35)で表す。

$$Q_{ads} = \theta_{ads}\Delta L_{ads} \quad (2-32)$$

$$Q_{pyro} = \theta_{pyro}\Delta L_{pyro} \quad (2-33)$$

$$Q_{glow} = \theta_{glow}\Delta L_{glow} \quad (2-34)$$

$$Q_{flam} = \theta_{flam}\Delta L_{flam} \quad (2-35)$$

ただし、 ΔL_{ads} は水分の吸着熱であり、2,260kJ/kg を使用する。 ΔL_{pyro} は木質部材の熱分解潜熱(-3,590kJ/kg)である。 ΔL_{glow} は不揮発性成分の燃焼熱であり、炭の燃焼熱 (25,000kJ/kg) [21]を使用する。 ΔL_{flam} は揮発性成分の熱分解で生成した可燃ガスの燃焼熱であり、木材の燃焼熱(17,760kJ/kg)[22]を使用する。

2.5 部材の寸法変化

木質部材が加熱されると熱分解が進行して寸法が収縮する。その結果、加熱表面と垂直

する方向で亀裂が形成される。収縮と亀裂の発生は外部から部材内部に向かう熱移動と物質移動に影響を及ぼすため、モデルの中には部材の寸法変化、およびその変化が熱移動と物性値へ及ぼす影響を含めて考慮する必要がある。本節は加熱による部材の寸法収縮および表面亀裂の計算方法を示す。また、亀裂の発生により試験体内部に直接に流入する熱流と物質流の計算方法も併せて示す。

2.5.1 寸法収縮

Davidsson ら[23]によると、熱分解により寸法が減少する木質部材に対して、部材の現寸法 Δx と初期寸法 Δx_{ini} の比は残量比 r の二乗と関連する。

$$\frac{\Delta x}{\Delta x_{ini}} = 1 - \eta(1 - r)^2 \quad (2-36)$$

ただし、 η は収縮係数であり、木材の種類、材料の方向(年輪半径方向、年輪接線方向、軸方向)に依存する。式(2-36)を本モデルに適用すると、揮発性成分の熱分解が進行する時に解析格子の寸法を算出できる。

不揮発性成分の酸化燃焼による部材の寸法減少に対しては明示的な関係が存在しないが、焼失すると不揮発性成分の量が減少し、完全に焼失すると寸法も 0 になる。ここでは上記の現象をイメージして、熱分解が完全に終了する時点から部材が焼失される時まで、試験体の寸法は残量比の減少に応じて線形的に減少するとする。ただし、0 割を防ぐため、焼失された状態の試験体寸法と残量比を初期長さの 0.001 倍と 0.01 にした。式(2-37)に寸法収縮率の計算式を示す。

$$\frac{\Delta x}{\Delta x_{ini}} = \begin{cases} 1 - \eta(1 - r)^2 & (r_{\infty} \leq r \leq 1) \\ 0.001 + \frac{r - 0.01}{r_{\infty} - 0.01} (0.999 - \eta(1 - r_{\infty})^2) & (0.01 \leq r < r_{\infty}) \\ 0.001 & (r < 0.01) \end{cases} \quad (2-37)$$

寸法収縮が発生する解析格子の様子を図 2-2 に示す。熱分解と赤熱の進行により加熱表面と非加熱側表面の距離が徐々に近づく。収縮の進行により、試験体の全長は初期長さの総和 $\sum \Delta x_{ini}$ から収縮後の格子長さ総和 $\sum \Delta x$ まで縮小した。非加熱側表面を格子の移動が発生する時の基準点とする。格子は、x 軸のマイナス方向にある。

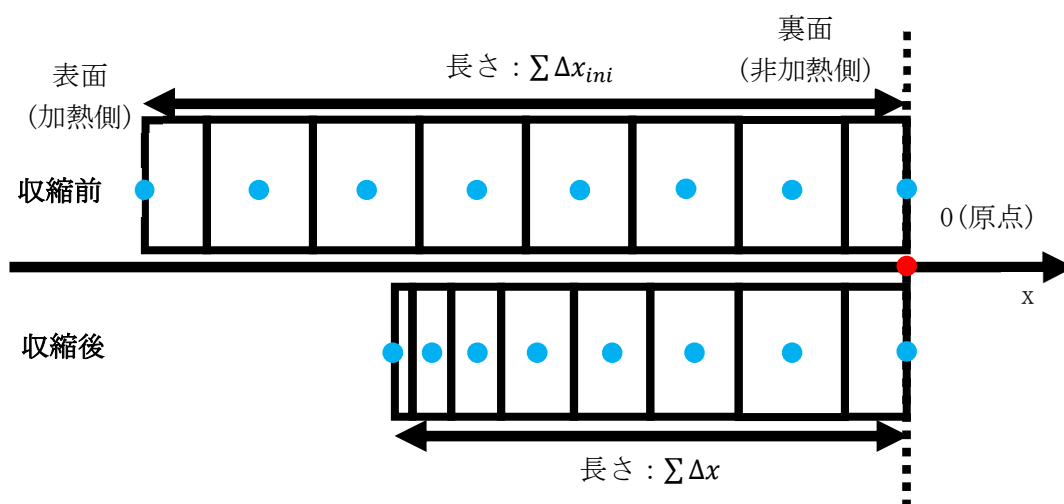


図 2-2 寸法収縮が発生した後の解析格子

2.5.2 表面亀裂

試験体の表面で亀裂が発生すると、外部からの熱流と物質流は試験体内部に直接に進入することができ、試験体内部は外部からの影響を受けやすくなる。亀裂から試験体に入った追加の熱流と物質流は結果に大きく影響するため、計算モデルの中にはその影響を考慮する必要がある。本節では、亀裂モデルの概要を示し、亀裂から試験体に流入する熱流と物質流の計算方法を示す。

(1) 亀裂モデルの概要

図 2-3 に本研究で分析する試験体と亀裂の様子を示す。試験体は上部から加熱され、加熱面の奥行は L_1 、幅は L_2 、厚さは L_3 とする。本計算モデルは 1 次元の状況を想定し、試験体内部で発生する熱と物質の流れは L_3 の方向で起こる。試験体加熱表面に亀裂が存在し、亀裂の形状はすべて三角形である。亀裂では、試験体の表面に等間隔で配置される。亀裂深さは L_4 、亀裂間隔は L_5 である。亀裂の深さ幅比は β であり、内角は θ とする。

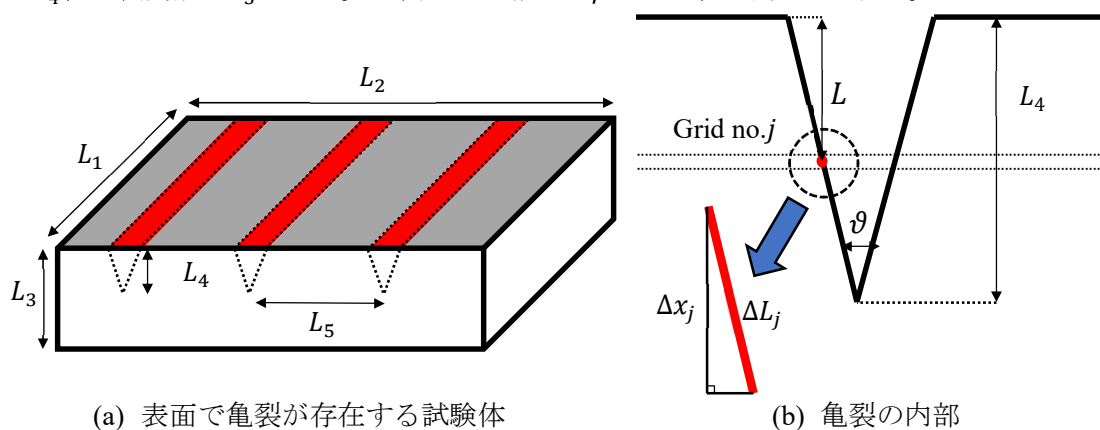


図 2-3 試験体と亀裂の様子

以下では、表面から深さが L_j の格子 j を代表として、格子 j に亀裂から流入する追加の熱流と物質流の計算式を示す。亀裂が発生した試験体内部各位置は、試験体表面と同様に外気と直接接触することができる。そのため、亀裂による追加の物質流と熱流を計算する際は、表面に流入する熱流と物質流、つまり表面の境界条件と同様な方法で表すことが可能と考えられる。また、境界条件として処理すると、計算をする時に物質流の追加も簡単である。しかし、境界条件として設定する際は加熱面全体で流れが発生するように計算するため、格子内部が外気と接触する面積を用いて換算する必要がある。まずは亀裂部が外部との接触面積が試験体加熱面積全体に対する比を計算し、その後に境界条件に換算する。

(2) 亀裂部が外部との接触面積及び面積の換算係数

図 2-3(b)に示す三角形の斜辺は格子 j が一つの亀裂の中の接触面の半分を示す。上記の考え方で分析すると、格子 j 位置が亀裂により外部と接触する面積 \tilde{A}_j は式(2-38)で表される。表面から格子位置までの距離が亀裂深さより大きい場合は、その格子に亀裂がないため、面積は0である。

$$\tilde{A}_j = \begin{cases} N \times 2L_1\Delta L_j & (L \leq L_4) \\ 0 & (L > L_4) \end{cases} \quad (2-38)$$

ただし、 $2L_1\Delta L_j$ は一つの亀裂の中の両側の接触面積、 N は亀裂総数である。亀裂は前述のように等間隔で配置されるため、亀裂総数 N は試験体の幅 L_2 を亀裂間隔 L_5 で割って計算

できる。

$$N = \frac{L_2}{L_5} \quad (2-39)$$

また、斜辺辺長 ΔL_j は三角形の幾何学的関係により式(2-40)で表示できる。

$$\Delta L_j = \Delta x_j \sqrt{1 + \frac{1}{4\beta^2}} \quad (2-40)$$

式(2-39)(2-40)を式(2-38)に代入すると、亀裂面が空気と接触する総面積は式(2-41)で表すことができる。

$$\tilde{A}_j = \begin{cases} 2 \frac{L_2}{L_5} L_1 \Delta x_j \sqrt{1 + \frac{1}{4\beta^2}} & (L \leq L_4) \\ 0 & (others) \end{cases} \quad (2-41)$$

ここで、 $L_1 L_2$ は試験体の加熱面積である。式(2-41)の両辺を試験体の加熱面積で割ると、亀裂と外気の接触面の面積と加熱面積との比 δ_j を式(2-42)で表すことができる。

$$\delta_j = \begin{cases} \frac{2\Delta x_j}{L_5} \sqrt{1 + \frac{1}{4\beta^2}} & (L < L_4) \\ 0 & (L \geq L_4) \end{cases} \quad (2-42)$$

(3) 亀裂から試験体内部に流入する物質流量

外気から試験体表面に流入する物質流量を表す時に、第三種境界条件を用いて物質流量を亀裂表面のガス質量濃度分率と外気中の質量濃度との差に比例するように計算することが多い。亀裂部は試験体の表面と同様に外気と接触するため、亀裂部を特殊な表面位置として考えることができ、亀裂部から試験体内部に流入する物質流量を計算する時も第三種境界条件を使用して表す。亀裂から試験体内部の格子 j に流入する物質流量は式(2-43)で表される。

$$m_{i,crack \sim j} = \delta_j H_{m,i,crack \sim j} \tau_{gas,j} \rho_{gas,crack,j} (Y_{i,crack} - Y_{i,j}) \quad (2-43)$$

ただし、下付き文字の i は気体種、 $crack$ は亀裂、 j は亀裂が発生した格子 j を意味する。 $H_{m,i,crack \sim j}$ は外気から亀裂が発生した格子 j までの気体種 i の物質伝達率を表す。 $\tau_{gas,j}$ は格子 j 位置での気相の正味空隙率である。 $\rho_{gas,crack,j}$ は亀裂側外部の気体密度である。物質伝達率に空隙率を掛けた $H_{m,i,crack \sim j} \tau_{gas,j}$ は、気体の出入りが可能な部分の有効物質伝達率を表している。

移流拡散方程式を解く時に境界面に第三種境界条件を与えると、境界条件から与えられた流束はその位置の移流と拡散流束の総和となる。式(2-43)では第三種境界条件の形となるが、あくまで追加の物質流束であるため、移流と拡散流束は既往の計算方法に従って計算する。

(4) 亀裂から試験体内部に流入する熱流

亀裂から試験体内部に流入する熱流は物質流と同様の方法で分析することが可能であるが、やや複雑である。ここで、まずは亀裂部の熱収支を分析する。格子 j に流入する熱流は外部の熱源からの直接熱流 q_{in} 、亀裂内火炎からの対流熱流 $q_{flame,conv,j}$ と放射熱流 $q_{flame,rad,j}$ である。そして、格子 j から流出する熱流は外気による対流熱流 $q_{air,conv,j}$ と放射熱流 $q_{air,rad,j}$ である。火炎と接触する面積が亀裂全面積との比を χ_j とすると、格子 j に流入

する正味熱流 $q_{crack,in}$ は式(2-44)で表すことができる。

$$q_{crack,j,in} = \delta_j(\varepsilon\chi_j q_{in} + \tilde{\chi}_j(\varepsilon\chi_j q_{flame,rad,j} + q_{flame,conv,j}) + (1 - \tilde{\chi}_j)(\varepsilon\chi_j q_{air,rad,j} + q_{air,conv,j})) \quad (2-44)$$

ただし、 ε は亀裂内表面の放射率[-]、 χ_j は亀裂開口から見る亀裂位置の形態係数である。形態係数を計算する際は、一つの亀裂の中には火炎部分と火炎以外の部分の面積の距離が非常に近いので、亀裂開口からその二種類の表面を見る時の形態係数を等しいとする。

火炎温度が T_{flame} 一定であると考え、式(2-45)(2-46)で火炎からの放射熱を表すことができる。

$$q_{flame,rad,j} = \sigma(T_{flame}^4 - T_j^4) \quad (2-45)$$

$$q_{flame,conv,j} = H_{crack\sim j}(T_{flame} - T_j) \quad (2-46)$$

ただし、熱分解ガスが着火しない場合、上記の2種類の火炎による熱流はいずれも0となり、 $\tilde{\chi}_j$ は0になる。着火が発生するかどうかは、2.3.4節と同様な基準に従って、温度が350°C以上とする。外気による放射と対流熱流は、外気温度を用いて表すことができる。

$$q_{air,rad,j} = \sigma(T_{air}^4 - T_j^4) \quad (2-47)$$

$$q_{air,conv,j} = H_{crack\sim j}(T_{air} - T_j) \quad (2-48)$$

ただし、 T_{air} は加熱側外気の温度[K]、 σ は Stefan-Boltzmann 定数[$5.67 \times 10^{-8} \text{W/m}^2 \text{K}^4$]、 $H_{crack\sim j}$ は格子 j 付近の位置の対流熱伝達率[$\text{W/m}^2 \text{K}$]である。耐火炉を用いた加熱実験にとっては、加熱側外気の温度 T_{air} は炉内温度になっているため炉内温度を用いて計算する。コーンカロリメーター実験など開放空間で行う実験では試験体が常温の空気と接触するため、 T_{air} は空気温度となる。

式(2-43)(2-46)(2-48)に示した物質伝達率 $H_{m,i,crack\sim j}$ と対流熱伝達率 $H_{crack\sim j}$ を定義する必要がある。亀裂の深いところに行くほど表面から流れる気流が届くことが難しくなるが、伝達率と亀裂深さの関係は亀裂形状などの様々な種類のパターンと関連するため、非常に複雑な関係となる。ここでは第一近似として、表面位置での伝達率と等しくようにする。

また、放射熱流を計算する際は亀裂開口から格子 j 位置を見る時の形態係数 χ が必要である。立体角投射の法則によると、亀裂部から外部を向かって半径が1の半球を作成し、円が亀裂開口部で切り取る面積が半球全体の面積との比は亀裂開口部から見る格子 j 位置の形態係数である。図2-4に円を作成した後のイメージを示す。

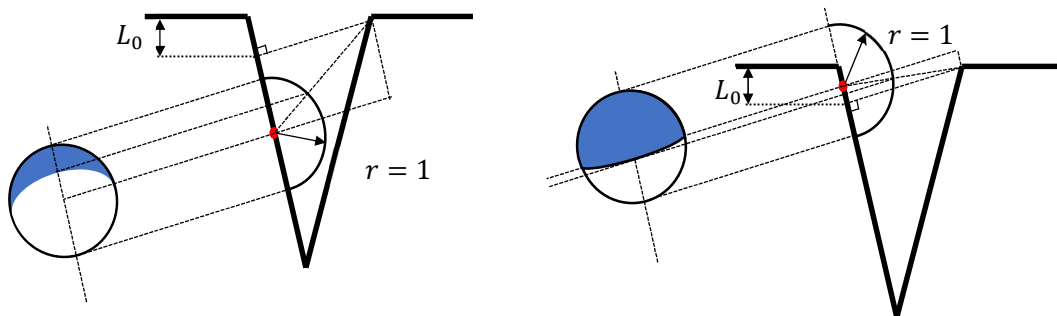


図 2-4 亀裂開口面から見る亀裂内部の位置の形態係数計算図

図2-4から明らかなように、切り取る面積の計算方法は格子 j の位置(図2-4の赤い点)により変化する。式(2-49)に境界位置となる深さ L_0 の計算式を示す。その境界位置は亀裂の右側端点から左側の内部辺に垂線を作り、垂線と左側の交点が亀裂表面までの距離である。

$$L_0 = \frac{L_4}{\beta} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \quad (2-49)$$

ただし、亀裂の内角 θ は式(2-50)のように、亀裂深さ-幅比 β で表示できる。

$$\vartheta = 2\arctan\left(\frac{1}{2\beta}\right) \quad (2-50)$$

格子位置 L が L_0 より浅い場合、格子点から亀裂外部を見る面積は図 2-5 中の着色した部分である。式(2-51)に面積比の計算式を示す。

$$\chi_j = \frac{1}{2}(1 + \alpha_1) \quad (2-51)$$

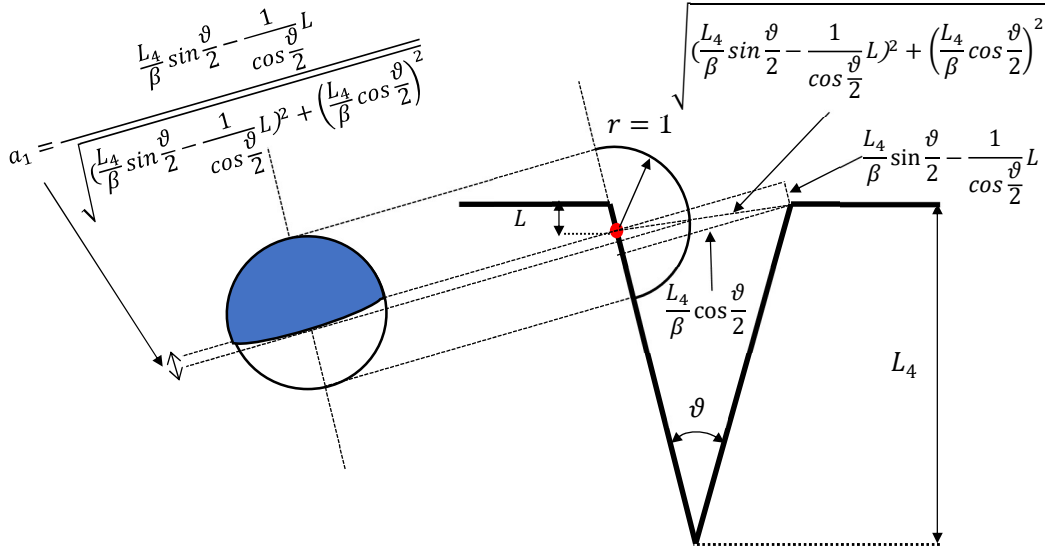


図 2-5 $L \leq L_0$ の時の形態係数計算図

格子位置 L が L_0 より深い場合、形態係数は下記の図 2-6 の円の着色部分が円全体の面積の比となる。図 2-6 に示した計算図から係数 α_2 を算出した後に、下記の式(2-52)から形態係数を計算する。

$$\chi_j = \frac{1}{2}(1 - \alpha_2) \quad (2-52)$$

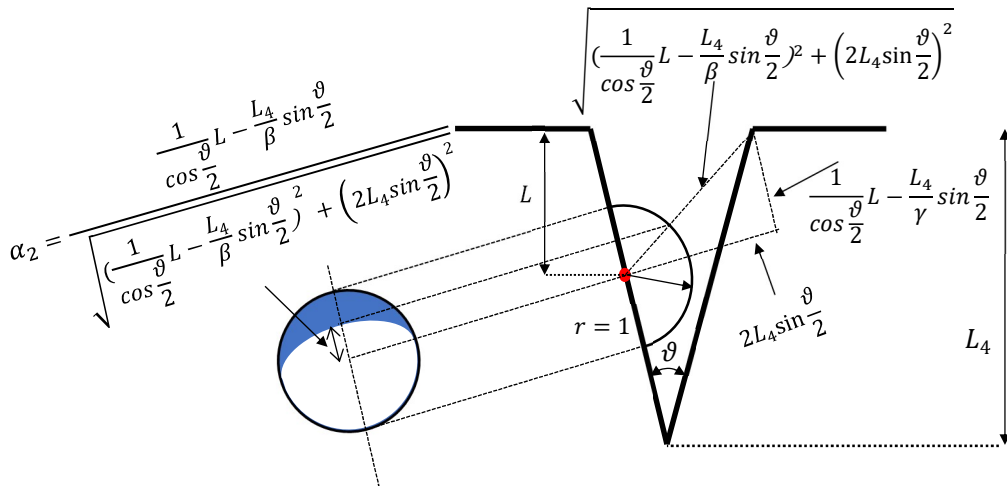


図 2-6 $L > L_0$ の時の形態係数計算図

(5) 固体の残存面積比

支配方程式の中に計算する固体の熱伝導及び液体と気体 Darcy の流れは亀裂部で発生しない。そのため、各解析格子での亀裂による縮退を計算する必要がある。支配方程式の節

での定義に従って残存した固体面積が初期状態の固体面積に対する比率を ϵ とする。図 2-3 の亀裂モデルにより、格子 j の位置での面積比 ϵ_j は式(2-53)で表すことができる。

$$\epsilon_j = \begin{cases} 1 - \frac{S_{crack}}{L_1 L_2} * \frac{L_4 - L}{L_4} & (L_4 \neq 0 \text{ and } L \leq L_4) \\ 1 & (other) \end{cases} \quad (2-53)$$

ただし、 S_{crack} は格子亀裂開口の総面積であり、式(2-54)で表す。

$$S_{crack} = \frac{L_4}{\beta} L_1 \frac{L_2}{L_5} \quad (2-54)$$

式(2-54)を式(2-53)に代入すると、式(2-55)になる。式(2-55)を用いて残存面積比 ϵ_j を計算することができる。

$$\epsilon_j = \begin{cases} 1 - \frac{L_4 - L}{\beta L_5} & (L_4 \neq 0 \text{ and } l \leq L_4) \\ 1 & (other) \end{cases} \quad (2-55)$$

2.6 本章のまとめ

本章は加熱を受ける木質部材の熱と物質移動数値モデルを作成した。計算モデルは木質部材を揮発性成分、不揮発性成分として計算し、空隙内部の液体と気体に関しては液水、水蒸気、熱分解ガス、二酸化炭素、酸素と窒素に分けて分析することとし、固体、液体と気体物質の質量保存および物質全体のエンタルピー保存関係を計算する。流体の流速は Darcy の法則によって計算する。

モデルでは木質部材の加熱による亀裂と収縮などの形状変化を考慮している。反応と変化については加熱される時に発生する揮発性成分の熱分解、不揮発性成分の燃焼、熱分解ガスの燃焼と水分の吸着および脱着を考慮した。

第 2 章 参考文献

- [1] M. G. Gronli and M. C. Melaaen, “Mathematical model for wood pyrolysis-comparison of experimental measurements with model predictions,” *Energy and Fuels*, vol. 14, no. 4, pp. 791–800, 2000, doi: 10.1021/ef990176q.
- [2] M. Autengruber, M. Lukacevic, and J. Füssl, “Finite-element-based moisture transport model for wood including free water above the fiber saturation point,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 161, p. 120228, 2020, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2020.120228.
- [3] G. A. Spolek and O. A. Plumb, “Capillary pressure in softwoods,” *Wood Sci. Technol.*, vol. 15, no. 3, pp. 189–199, 1981, doi: 10.1007/BF00353471.
- [4] S. A. Grant, “Effect of Temperature on Capillary Pressure,” in *Environmental Mechanics: Water, Mass and Energy Transfer in the Biosphere*, 2002.
- [5] B. Fredlund, “A model for heat and mass transfer in timber structures during fire: a theoretical, numerical and experimental study,” 1988.
- [6] W. J. Massman, “A non-equilibrium model for soil heating and moisture transport during extreme surface heating: The soil (heat-moisture-vapor) HMV-Model Version 1,” *Geosci. Model Dev.*, vol. 8, no. 11, pp. 3659–3680, 2015, doi: 10.5194/gmd-8-3659-2015.
- [7] 鈴木達朗, “火災加熱を受ける木質部材内部の熱水分同時移動が力学的性能へ及ぼす影響の評価に関する研究,” Waseda University, 2021.
- [8] R. Pečenko, S. Svensson, and T. Hozjan, “Modelling heat and moisture transfer in timber exposed

- to fire,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 87, pp. 598–605, 2015, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.04.024.
- [9] B. Fredlund, “Modelling of heat and mass transfer in wood structures during fire,” *Fire Saf. J.*, vol. 20, no. 1, pp. 39–69, 1993, doi: 10.1016/0379-7112(93)90011-E.
- [10] R. K. K. Yuen, G. H. Yeoh, G. de Vahl Davis, and E. Leonardi, “Modelling the pyrolysis of wet wood - I. Three-dimensional formulation and analysis,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 50, no. 21–22, pp. 4371–4386, 2007, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2007.01.008.
- [11] K. M. Bryden, K. W. Ragland, and C. J. Rutland, “Modeling thermally thick pyrolysis of wood,” *Biomass and Bioenergy*, vol. 22, no. 1, pp. 41–53, 2002, doi: 10.1016/S0961-9534(01)00060-5.
- [12] H. Chen, W. Zhao, and N. Liu, “Thermal analysis and decomposition kinetics of Chinese forest peat under nitrogen and air atmospheres,” in *Energy and Fuels*, 2011, vol. 25, no. 2, pp. 797–803. doi: 10.1021/ef101155n.
- [13] X. Huang and G. Rein, “Smouldering combustion of peat in wildfires: Inverse modelling of the drying and the thermal and oxidative decomposition kinetics,” *Combust. Flame*, vol. 161, no. 6, pp. 1633–1644, 2014, doi: 10.1016/j.combustflame.2013.12.013.
- [14] J. Yang and H. Chen, “Natural Downward Smouldering of Peat: Effects of Inorganic Content and Piled Bed Height,” *Fire Technol.*, vol. 54, no. 5, pp. 1219–1247, 2018, doi: 10.1007/s10694-018-0737-8.
- [15] P. Rahimi Borujerdi, B. Shotorban, S. Mahalingam, and D. R. Weise, “Modeling of water evaporation from a shrinking moist biomass slab subject to heating: Arrhenius approach versus equilibrium approach,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 145, p. 118672, 2019, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2019.118672.
- [16] N.E. Bixler, “NORIA: a Finite Element Computer Program for Analyzing Water, Vapor, Air and Energy Transport in Porous Media,” 1985.
- [17] C. Lautenberger and C. Fernandez-Pello, “Pyrolysis modeling, thermal decomposition, and transport processes in combustible solids,” in *Transport Phenomena in Fires*, vol. 31, 2008, pp. 209–259. doi: 10.2495/9781845641603/06.
- [18] C. Zhao, E. Jiang, and A. Chen, “Volatile production from pyrolysis of cellulose, hemicellulose and lignin,” *J. Energy Inst.*, vol. 90, no. 6, pp. 902–913, 2017, doi: 10.1016/j.joei.2016.08.004.
- [19] 茶谷友希子, 原田和典, “一定の放射加熱を受けるカラマツ集成材の赤熱燃焼性状の予測,” *日本建築学会環境系論文集*, vol. 86, no. 790, pp. 863–872, 2021.
- [20] A. Sun, K. Harada, and D. Nii, “Experimental research about moisture transfer, burning behaviour and charring behaviour of glue laminated larch under fire heating using cone calorimeter,” *12th Int. Conf. Struct. Fire*, pp. 1145–1156, 2022.
- [21] T. Kashiwagi and H. Nambu, “Global kinetic constants for thermal oxidative degradation of a cellulosic paper,” *Combust. Flame*, vol. 88, no. 3–4, pp. 345–368, 1992, doi: 10.1016/0010-2180(92)90039-R.
- [22] 田中哮義, *建築火災安全工学入門*. 日本建築センター, 2020.
- [23] K. O. Davidsson and J. B. C. Pettersson, “Birch wood particle shrinkage during rapid pyrolysis,” *Fuel*, vol. 81, no. 3, pp. 263–270, 2002, doi: 10.1016/S0016-2361(01)00169-7.

第3章 物性値の設定方法

第2章で提案した火災加熱を受ける木質部材内部の熱物質移動モデルで計算するためには、固体、液体と気体成分と関連する各種物性値を入力する必要がある。本章では、計算モデルで使用する各種物性値の設定方法について述べる。各種物性値の多くは文献値から取得し、一部での文献値の取得が難しい物性値は実験により測定した。

本モデルは固体成分である木材を揮発性成分と不揮発性成分に分けた。しかし、「揮発性成分」と「不揮発性成分」の物質は現実で存在しないため、それぞれに物性値を得ることはできない。そのため、計算をする際は揮発性成分と不揮発性成分の物性値が等しいとして整理した。また、熱分解の進行により物性値が変化するように設定した。

3.1 比熱

本節は固体、液体と気体の比熱を述べる。2章の支配方程式ではエンタルピー保存を考慮しているため、気体の比熱は定圧比熱を用いる。

3.1.1 固体の比熱

熱分解が未発生時の固体成分全体の比熱は Dunlap の式[1]を用いて計算する。ここで、元論文に記載した Dunlap の式の単位を J/(kg·K)に換算した。

$$c_{wood} = \begin{cases} (4.86(T - 273.15) + 1113) & (T < 473.15K) \\ 2085 & (T \geq 473.15K) \end{cases} \quad (3-1)$$

木材は約 200°Cから熱分解が発生し始めるため、式の適用可能の上限を 473.15K (200°C)にした。473.15K 以上の場合は、473.15K 時の比熱と等しくようにした。

比熱は石墨の比熱[2]を用いて計算する。この式も、元論文の単位を J/(kg·K)に換算したものである。

$$c_{grap} = 1.43 * 10^3 + 3.56 * 10^{-1}T - 7.32 * 10^{-3}T^{-2} \quad (3-2)$$

部分的に分解した固体成分の比熱は残量比に応じて線形補間する。残量比が 1 の時に比熱が c_{wood} 、残量比が r_{∞} (熱分解が完全に進行した状態での残量比)の時に比熱が c_{grap} と等しくようにする。線形補間した結果を式(3-3)に示す。

$$c_{sol} = \begin{cases} c_{wood} & (r = 1) \\ c_{wood} - \frac{1-r}{1-r_{\infty}}(c_{wood} - c_{grap}) & (r_{\infty} \leq r < 1) \\ c_{grap} & (r < r_{\infty}) \end{cases} \quad (3-3)$$

3.1.2 液水の比熱

液水の比熱は 0°Cの時に 4212 J/kg·K、100°Cの時に 4220 J/kg·K[3]であり、0~100°C区間内では概ね一定となる。100°C以上は温度の上昇により比熱が上昇し、臨界温度と近い 370°Cになると約 40,000 J/kg·K になるが、100°C以上になると液水が急激に水蒸気に変化するため、高温時の液水比熱の影響が少ない。そのため、本研究は 100°C時の液水比熱を使用し、計算する際は液水の比熱を一定値にする。

$$c_{H_2O_l} = 4220(\text{J/kg}\cdot\text{K}) \quad (3-4)$$

3.1.3 熱分解ガスの比熱

Fredlund の分析[4]により、木質部材の熱分解ガスの比熱は式(3-5)で表すことができる。

$$c_p = 66.8\sqrt{T} - 136 \quad (3-5)$$

3.1.4 水蒸気、酸素、窒素、二酸化炭素の比熱

表 3-1 に上記の 4 種類の気体の比熱の文献値[3]を示す。

表 3-1 水蒸気、酸素、窒素、二酸化炭素の比熱[3]

種類	温度(K)	273.15	373.15	473.15	573.15	673.15	773.15
水蒸気	比熱 [J/kg*K]	1859	1873	1894	1919	1948	1978
酸素		915	923	935	950	965	979
窒素		1039	1040	1043	1049	1057	1066
二酸化炭素		815	866	910	949	983	1013
種類	温度(K)	873.15	973.15	1073.15	1173.15	1273.15	X
水蒸気	比熱 [J/kg*K]	2009	2042	2075	2110	2144	
酸素		993	1005	1016	1026	1035	
窒素		1076	1087	1097	1108	1118	
二酸化炭素		1040	1064	1085	1104	1122	

表 3-1 の文献値を用いて回帰式を作成した。計算をする際は式(3-6)～(3-9)に示した回帰式を使用する。

$$c_{H_2Og} = 0.3057T + 1747.6 \quad (3-6)$$

$$c_{O_2} = 0.1278T + 877.49 \quad (3-7)$$

$$c_{N_2} = 0.0907T + 999.42 \quad (3-8)$$

$$c_{CO_2} = 0.2795T + 783.52 \quad (3-9)$$

3.2 固体の熱伝導率

固体成分を通して発生する熱伝導は液体・気体成分より多いため、本モデルで計算をする際は固体成分の熱伝導だけを考慮した。そのため、熱伝導率についても固体成分の熱伝導率だけが必要となる。本節は固体熱伝導率の計算方法を示す。

ここで、既往の木質部材及び炭の熱伝導率に対する測定値を用いて、固体成分の熱伝導率を決定する。図 3-1 に既往のデータまとめを示す。ただし、ここでのデータは論文の中にあるグラフから読み取ったものが多いため、図 3-1 に示したデータは論文での元データは若干の誤差がある可能性がある。図 3-1 に示した各種データの出典は表 3-2 にまとめる。ただし、EuroCode5 の熱伝導率値は亀裂による効果を含む 500°C以上の熱伝導率を使用しない。また、Thomas, Janssens, Knudsen と Frangi の文献は原典を手に入れることができなかったため、文献[5]から引用した。

表 3-2 熱伝導率データの出典

論文著者・測定種類	データ出典	論文著者・測定種類	データ出典
Zarrabi 他, Norwegian spruce	[6]	Benichou 他, Plywood	[7]
Benichou 他, Spruce 1	[7]	Benichou 他, Spruce 2	[7]
Benichou 他, Spruce 3	[7]	Benichou 他, Spruce 4	[7]
Wijayanti, Mahogani	[8]	Steau 他, Plywood	[9]
EuroCode 5, 樹種未知	[10]	Thomas, 樹種未知	[11]([5])
Janssens, 樹種未知	[12]([5])	Knudsen, 樹種未知	[13]([5])
Frangi, 樹種未知	[14]([5])	Mehaffey et.al, 樹種未知	[15]
Harmathy, Pinewood	[16]	大内, スギ	[17]
大内, 米スギ	[17]	大内, ベイマツ	[17]
大内, ラワン	[17]	大内, スプルース	[17]

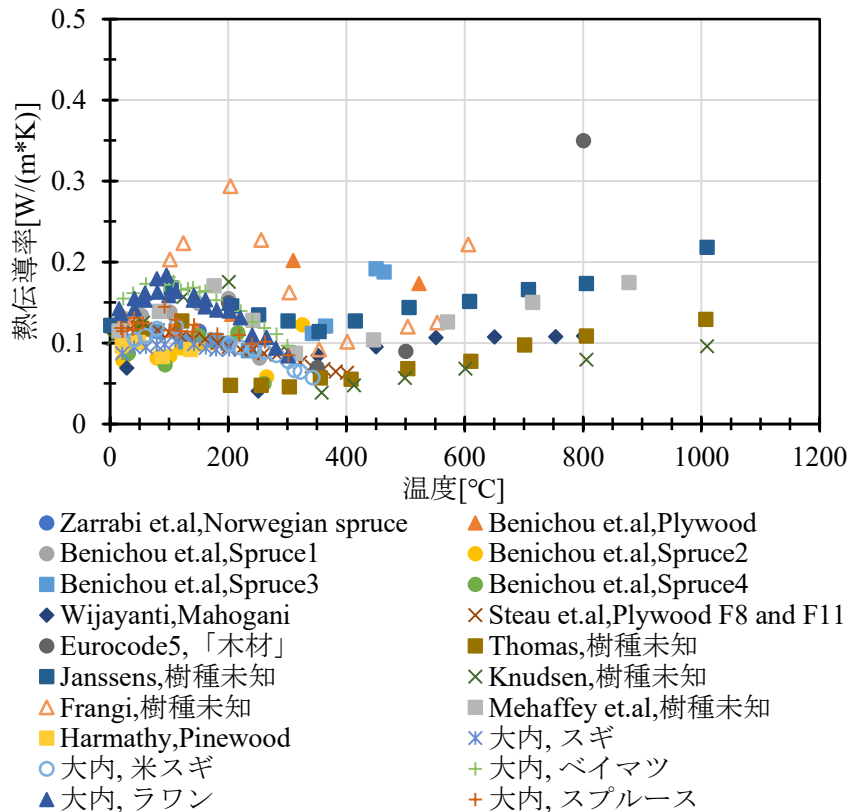


図 3-1 既往文献による木質部材・炭の熱伝導率まとめ

図 3-1 のデータを見ると、木質部材と炭の熱伝導率はまず常温から温度の上昇により上昇し、約 200°C に到達し熱分解が開始すると下降する。約 380°C になった後に、熱伝導率は再上昇する。境界点の温度である 380°C は、木質部材が完全に分解して炭になった温度であると考えられる。

ここでは、200°C と 380°C をデータの境界として図 3-1 に示したデータを三つの区間に分類する。それぞれの区間内のデータを用いて回帰する。回帰をする際は、境界位置での熱伝導率が連続するように制約をつけた。式(3-10)～式(3-12)に作成した回帰式を示す。

未分解状態での熱伝導率, 0~200°C(ただし、T の単位は Kelvin) :

$$k = 8.134 \times 10^{-5}(T - 273.15) + 0.120 \quad (3-10)$$

分解中の熱伝導率, 200~380°C(ただし、T の単位は Kelvin) :

$$k = -4.090 \times 10^{-4}(T - 273.15) + 0.218 \quad (3-11)$$

炭化済み部材の熱伝導率, 380°C 以上(ただし、T の単位は Kelvin) :

$$k = 1.833 \times 10^{-4}(T - 273.15) - 6.931 \times 10^{-3} \quad (3-12)$$

また、一度炭化した部材が冷却されても、熱伝導率が未分解の状態に戻る可能性がないため、ここでは炭化済みの部材が 380°C 以下に冷却される時の熱伝導率は 380°C の時の熱伝導率と一致するようにした。

$$k = 6.270 \times 10^{-2} \quad (3-13)$$

熱伝導率の回帰式及び回帰で使用したデータをグラフでまとめると図 3-2 になる。

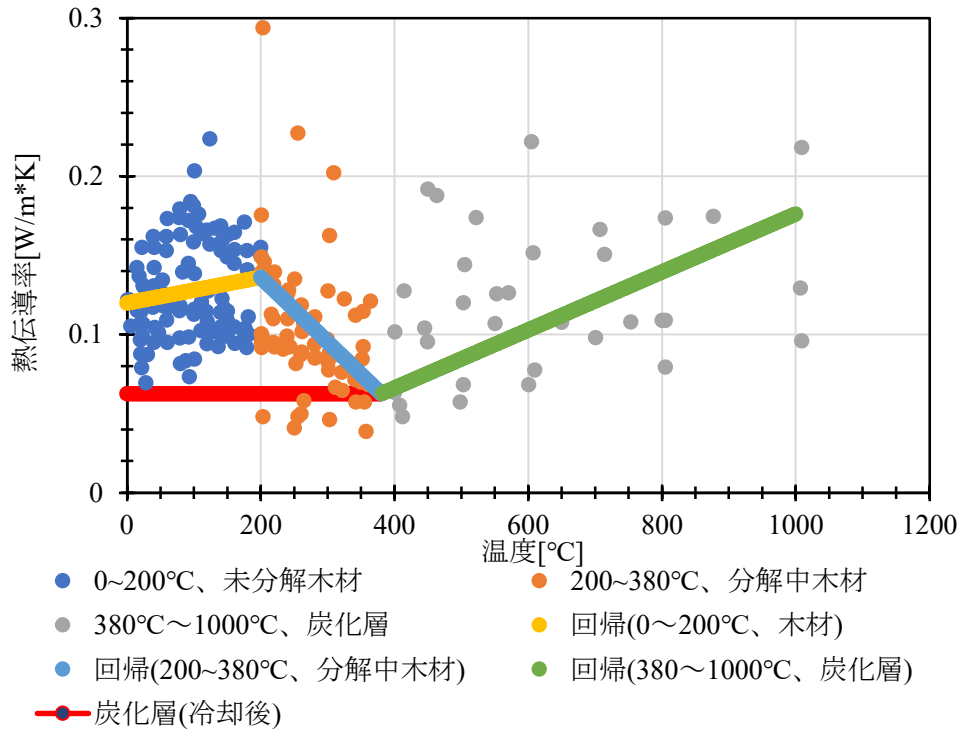


図 3-2 各区間の熱伝導率データ及び熱伝導率回帰式

上記の式(3-10)~式(3-13)を用いて、各種温度での熱伝導率値を計算できる。式(3-14)にまとめた熱伝導率計算式を示す。

$$k = \begin{cases} 8.134 \cdot 10^{-5}(T - 273.15) + 0.120 & (T \leq 473.15K \text{ and } r > r_{\infty}) \\ -4.090 \cdot 10^{-4}(T - 273.15) + 0.218 & (473.15K < T \leq 653.15K \text{ and } r > r_{\infty}) \\ 1.833 \cdot 10^{-4}(T - 273.15) - 6.931 \cdot 10^{-3} & (T > 653.15K) \\ 6.270 \cdot 10^{-2} & (T \leq 653.15K \text{ and } r \leq r_{\infty}) \end{cases} \quad (3-14)$$

式(3-14)で算出した常温時(293.15K, 20°C)の熱伝導率は0.1216 W/m.Kである。部材の常温時の熱伝導率はその値と違う場合、式(3-15)から常温時の熱伝導率を用いて式(3-14)を補正し、各種温度での熱伝導率 k' を求める。

$$k' = k \cdot \frac{k'_{20}}{k_{20}} \quad (3-15)$$

ただし、 k'_{20} は補正対象とする部材の常温(293.15K, 20°C)での熱伝導率、 k_{20} は式(3-14)から算出した常温での熱伝導率(0.1216 W/m*K)である。

3.3 拡散係数

3.3.1 空隙内部の有効拡散係数

多孔質材内部で発生する拡散は、空隙内部の分子拡散だけではなく、Knudsen 拡散なども存在する[18]。木材導管の直径(約数 μm 程度[19])は気体分子の平均自由経路(例えば空気が 23°C, 1atm の時の自由経路は約 66nm[20])より遥かに大きいため、木材導管と平行する方向の拡散を計算する際は Knudsen 拡散を無視できるが、導管と直交する方向は空隙径が微小であるため、物質移動を分析する際は気体分子の Knudsen 拡散の影響を考慮する必要がある。ただし、その影響を含めると計算式が比較的煩雑であるため、本研究は Knudsen

拡散による気体分子の移動を気体の等価比透気率に含めて考慮する。液体については、分子の平均自由経路は導管直交方向の空隙径より微小であるため、分子拡散以外の拡散を無視できる。上記の分析により、本モデルは拡散を計算する時に導管内部で発生する分子拡散だけを直接に表す。その際、有効な拡散面積は空隙率と比例する[21]。

空隙内部は屈曲が存在するため、拡散する時に分子が移動する距離 L' は直線距離 L より長くなる。図 3-3 に分子拡散のイメージ図を示す。実際に移動する距離 L' と直線距離 L の比は式(3-16)に示す。その比を屈曲率 τ_{tor} として定義する。多孔質内部の屈曲率は約 2~5[21]となり、本モデルで計算する際は平均値である $\tau_{tor} = 3.5$ を用いる。

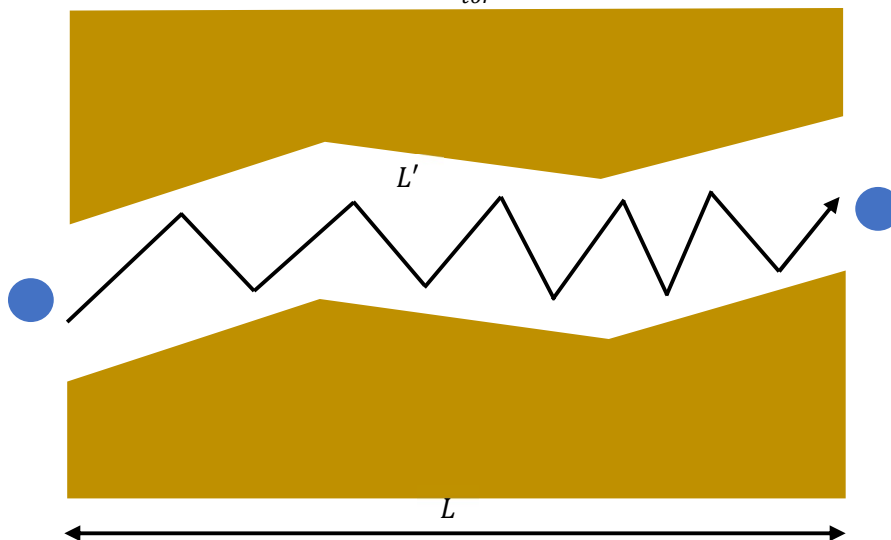


図 3-3 多孔質内部の導管内の分子拡散イメージ図

$$\tau_{tor} = \frac{L'}{L} = 3.5 \quad (3-16)$$

空隙率と屈曲率を用いて、有効拡散係数を表示できる。式(3-17)にその関係を示す。ただし、 D_{eff} は有効拡散係数、 D は自由空間内の拡散係数である。

$$D_{eff} = \frac{\tau}{\tau_{tor}} D = \frac{\tau}{3.5} D \quad (3-17)$$

各種物質の拡散係数を計算する際、まずは自由空間内の拡散係数 D を計算し、その後式(3-17)を用いて多孔質内部の有効拡散係数に換算する。

3.3.2 液水の拡散係数

自由空間内の液水の拡散係数 $D_{liq,free}$ は、Pecenko らの研究[22]で使用した Frandsen の式[23]を使用して計算する。

$$D_{liq,free} = D_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad (3-18)$$

ここで、 E は水分の中の水素結合を破壊するために必要なエネルギーであり、式(3-19)で表す[24]。式(3-19)に示した $\tilde{\rho}_{liq}/\rho_{dry}$ は実質的に、質量分率[kg/kg]で表した含水率である。

$$E = 38500 - 29000 \frac{\tilde{\rho}_{liq}}{\rho_{dry}} \quad (3-19)$$

式(3-19)を式(3-18)に代入すると、液水の拡散係数 D_{liq} は式(3-20)で表すことができる。

$$D_{liq} = \frac{\tau}{3.5} D_0 \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad (3-20)$$

ただし、基準状態の拡散係数 D_0 は、Pecenko らの研究[22]での数値に従って $D_0 = 7.0 * 10^{-6}$ とする。

3.3.3 気体の拡散係数

自由空間内の気体の拡散係数は、式(3-21)に示す Fuller ら[25]により提案した半経験式から計算する。

$$D_{ij,free} = \frac{10^{-7} T^{1.75} \sqrt{\frac{1}{M_i} + \frac{1}{M_j}}}{p((\sum v)_i^{1/3} + (\sum v)_j^{1/3})^2} \quad (3-21)$$

ただし、 p は単位が atm の全圧、 $\sum v$ は気体の固有拡散パラメータ(special diffusion parameters)である。下付き文字の i と j は二種類の気体の意味である。 $free$ は自由空間を意味する。拡散係数を計算する際は気体種 i が窒素以外の場合 j は窒素、気体種 i は窒素の場合気体 j は酸素である。本モデルは全体で 5 種類の気体の物質移動を分析するため、本来では多分子間の濃度勾配と逆方向の拡散[26][27]も含めて考慮すべきであるが、混合気体の中に窒素が他の気体より遥かに多いため、濃度勾配と逆方向の拡散の影響が少なく、拡散を計算する際は窒素-該当気体の 2 成分拡散として近似的に計算しても大きい差がないと考えられる。そのため、ここでは拡散を計算する時に Fick の拡散法則に従って 2 成分の拡散として計算する。Fuller ら[25]の論文では、一部の気体の固有拡散パラメータを記載している。そのうち、 $(\sum v)_{H_2O} = 12.7$ 、 $(\sum v)_{CO_2} = 26.9$ 、 $(\sum v)_{N_2} = 17.9$ 、 $(\sum v)_{O_2} = 16.6$ となる。熱分解ガスは混合物であるため、組成成分である CO、CO₂、CH₄などのガスの固有拡散パラメータから計算する。

Imam ら[28]では、実験より Switchgrass という植物が 500°Cで加熱された時に発生した熱分解ガスの成分を示した。表 3-3 にその成分を示す。また、組成成分ガスの固有拡散パラメータも併せて示す。

表 3-3 Switchgrass が 500°Cで加熱されたときに発生する熱分解ガス組成[28]

物質種類	H ₂	CO	CH ₄	CO ₂	C ₂ H ₄	C ₂ H ₆
比率[28]	0.254	0.215	0.394	0.094	0.023	0.019
固有拡散パラメータ ([25]の文献値と計算方法を使用)	7.07	18.9	24.42	26.9	40.92	44.88
比率と固有拡散パラメータの積	1.796	4.064	9.621	2.529	0.941	0.853

上記の Switch grass が加熱された時に生成したガス比率と各種ガスの固有拡散パラメータを用いて熱分解ガスの固有拡散パラメータを近似的に推定する。表 3-3 の最後の行にある「比率と分子拡散体積の積」の総和を計算すると、熱分解ガスの固有拡散パラメータ $\sum v_p$ を算出でき、 $\sum v_p = 19.804$ となる。

式(3-21)に空隙率と屈曲率の比を掛けると、式(3-22)となる。式(3-22)から多孔質内部の気体拡散係数を計算することができる。ただし、使用する空隙率は部材の空隙率ではなく気体の正味の空隙率 τ_{gas} となり、部材の空隙率から液体が充満した空間を引いたものである。

$$D_{ij} = \frac{\tau_{gas}}{3.5} \frac{10^{-7} T^{1.75} \sqrt{\frac{1}{M_i} + \frac{1}{M_j}}}{p((\sum v)_i^{1/3} + (\sum v)_j^{1/3})^2} \quad (3-22)$$

3.4 粘性係数

Darcy の法則から気体および液水の流速を計算する際は、混合ガスの粘性係数と液水の粘性係数が必要である。本節はまず各種ガス及び液水の粘性係数の計算式を示す。その後、混合ガスの粘性係数の計算方法を示す。

3.4.1 液水の粘性係数

表 3-4 に液水の粘性係数の文献値を示す。

表 3-4 液水の粘性係数文献値[3]

温度(K)	273.15	293.15	313.15	323.15	373.15	423.15
粘性係数 [10 ⁻⁶ Pa*s]	1788	1004	653.3	549.4	282.5	186.4
温度(K)	473.15	523.15	573.15	623.15	643.15	X
粘性係数 [10 ⁻⁶ Pa*s]	136.4	109.9	91.2	72.6	56.9	

式(3-23)に表 3-4 のデータを用いて作成した回帰式を示す。ただし、温度が 643.15K(370°C)より高い時の時には 643.15K の時の粘性係数を使用する。

$$\begin{aligned} \mu_{liq} = & 2.7646 \times 10^{-17} T^6 - 8.1136 \times 10^{-14} T^5 + 9.8219 \times 10^{-11} T^4 \\ & - 6.2782 \times 10^{-8} T^3 + 2.2358 \times 10^{-5} T^2 - 4.2102 \times 10^{-3} T \\ & + 3.2826 \times 10^{-1} \end{aligned} \quad (3-23)$$

3.4.2 熱分解ガスの粘性係数

表 3-5 に熱分解ガスの粘性係数の文献値を示す。ここでは、Fredlund 論文[4]で行った分析で得られた熱分解ガス粘性係数の近似値を使用した。

表 3-5 Fredlund[4]による熱分解ガス粘性係数の近似値

温度[K]	273.15	298.15	400.15	600.15	800.15	1000.15	1273.15
粘性係数 [10 ⁻⁶ Pa*s]	8.7	9.4	12.4	18.5	24.6	30.6	38.1

式(3-24)に表 3-5 のデータを用いて作成した回帰式を示す。

$$\mu_p = 10^{-6} * (0.0297T + 0.6329) \quad (3-24)$$

3.4.3 水蒸気、酸素、窒素、二酸化炭素の粘性係数

表 3-6 に水蒸気、酸素、窒素、二酸化炭素の粘性係数の文献値を示す。

表 3-6 水蒸気、酸素、窒素と二酸化炭素の粘性係数の文献値[29]

種類	温度(K)	273.15	293.15	323.15	373.15	473.15
水蒸気	粘性係数 [10 ⁻⁶ Pa*s]	9.2	9.7	10.6	12.4	16.2
酸素		19.5	20.4	21.8	24.4	29.3
窒素		16.6	17.6	18.9	21.2	25.1
二酸化炭素		13.7	14.7	16.1	18.5	23.0
種類	温度(K)	573.15	673.15	773.15	873.15	X
水蒸気	粘性係数 [10 ⁻⁶ Pa*s]	20.3	24.5	28.6	32.6	
酸素		33.7	37.6	41.3	44.7	
窒素		28.6	31.9	34.9	37.8	
二酸化炭素		27.1	30.8	34.2	37.4	

また、表 3-6 のデータを用いて回帰式を作成した。式(3-25)～(3-28)に回帰式を示す。

$$\mu_{H_2Og} = 10^{-6} * (0.0395T - 2.0733) \quad (3-25)$$

$$\mu_{O_2} = 10^{-6} * (0.0428T + 8.305) \quad (3-26)$$

$$\mu_{N_2} = 10^{-6} * (0.0355T + 7.6006) \quad (3-27)$$

$$\mu_{CO_2} = 10^{-6} * (0.04T + 3.3846) \quad (3-28)$$

3.5 分子量

水蒸気、酸素、窒素と二酸化炭素の分子量は化学式から簡単に計算でき、それぞれ $M_{H_2Og} = 18\text{g/mol}$ 、 $M_{O_2} = 32\text{g/mol}$ 、 $M_{N_2} = 28\text{g/mol}$ 、 $M_{CO_2} = 44\text{g/mol}$ となる。熱分解ガスの分子量は Fredlund の分析[4]により約 76g/molである。

3.6 空隙率

空隙率は炭化の進行に応じて変化する。Li らの研究[30]によると、木質部材の分解後の空隙率は分解前の空隙率と比べると約 20%~25%増加する。本モデルではその関係を用いて、熱分解が完全に進行した後の空隙率を未分解状態の部材の空隙率の 1.25 倍にした。不揮発性成分の酸化燃焼が発生している試験体に対しては、燃え尽きると空隙率が 1 になるように設定した。上記の関係から計算した空隙率は式(3-29)に示す。

$$\tau = \begin{cases} 0.25\tau_{ini} \frac{1-r}{1-r_{\infty}} + \tau_{ini} & (r_{\infty} \leq r < 1) \\ (1-1.25\tau_{ini}) \frac{r_{\infty}-r}{r_{\infty}} + 1.25\tau_{ini} & (0 \leq r < r_{\infty}) \end{cases} \quad (3-29)$$

多孔質材料に対しては、液体と固体が同時に空隙の中に存在することができる。気体が液体で充満された空間以外の空間しか使用できないため、気体に対する正味の空隙率は式(3-30)で表すことができる。

$$\tau_{gas} = \tau(1 - \omega) \quad (3-30)$$

ただし、 ω は空隙の飽和度であり、式(3-31)で表示する。

$$\omega = \frac{\tilde{\rho}_{H_2O_l}}{1000\tau} \quad (3-31)$$

木質部材空隙率の測定は重量などの測定より煩雑である。特に大きい試験体の空隙率の測定が難しい。空隙率が不明な試験体に対しては空隙率と全乾密度の関連性より全乾密度から空隙率を推定することができる。ここで、Plotze ら[31]のデータを用いて、空隙率と全乾密度の関係を導出する。Plotze らは多数の空隙率と密度が異なる種類の木材の測定を行った。図 3-4 に測定の結果を示す。空隙率と全乾密度は概ね負の線形関係になっている。

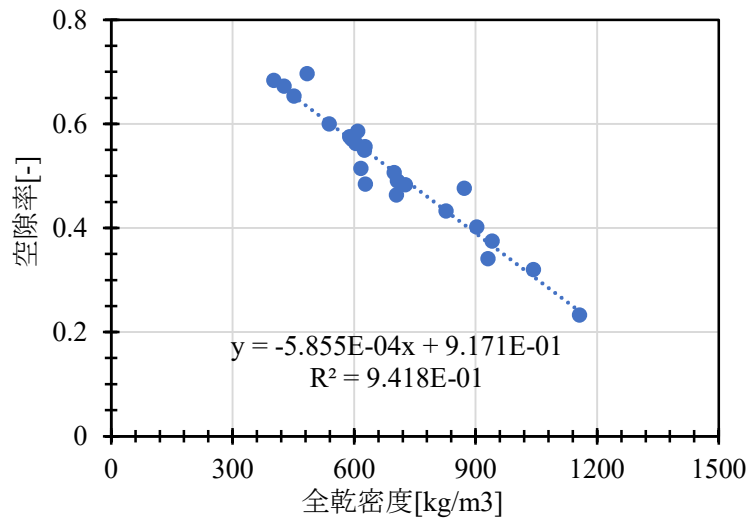


図 3-4 Plotze らによる空隙率と全乾密度の関係[31]

式(3-32)に回帰で得られた空隙率と全乾密度の関係を示す。

$$\tau = -5.855 * 10^{-4} \rho_{dry} + 9.171 * 10^{-1} \quad (3-32)$$

3.7 比透気率

比透気率も空隙率と同様に炭化状況に応じて変化する。Li らの研究[30]によると、完全に炭化した木材の比透気率は未分解木材の比透気率の 10 倍である。計算ではこの関係を用いて設定した。赤熱燃焼が発生する時の部材の比透気率は、燃え尽きた状態の部材の比透気率が未分解部材の比透気率の 10^5 倍になるように設定した。部分的に分解した、または炭化した状態での部材の比透気率は補間でまとめた。ただし、補間をする際は比透気率に対して直接に線形補間ではなく、比透気率の対数に対して線形補間した。残量比と比透気率の関係式を式(3-33)に示す。

$$\kappa = \begin{cases} \kappa_{ini} 10^{\frac{1-r}{1-r_{\infty}}} & (r_{\infty} \leq r < 1) \\ \kappa_{ini} 10^{4\frac{r_{\infty}-r}{r_{\infty}}+1} & (0 \leq r < r_{\infty}) \end{cases} \quad (3-33)$$

空隙率と比透気率は一定の関連性があり、式(3-34)に示す Kozeny-Carman の式[32]はその関係を示した。

$$\kappa = \frac{1}{\zeta \overline{A_{spe}}^2} \frac{\tau^3}{(1-\tau)^2} \quad (3-34)$$

ただし、 ζ は定数、 $\overline{A_{spe}}$ は空隙の比表面積である。一種類の木材に対して式(3-34)の中の $\zeta \overline{A_{spe}}^2$ は定数であると想定すると、式(3-34)を用いて湿潤した状態での気体比透気率と乾燥状態の気体比透気率の関係を表すことができる。式(3-35)にその関連性を示す。

$$\kappa_{gas}/\kappa = \left(\frac{\tau_{gas}^3}{(1-\tau_{gas})^2} \right) / \left(\frac{\tau^3}{(1-\tau)^2} \right) \quad (3-35)$$

気体の比透気率は液体の比透気率より大きい。ここでは原田[21]の方法に倣って、Bamforth[33]の計算式で気体と液体の比透気率の関係を表す。その関係は式(3-36)に示す。

$$\kappa = \kappa_{liq} \left(1 + \frac{1.635 * 10^{-8} \kappa_{liq}^{-0.5227}}{\bar{P}/101325} \right) \quad (3-36)$$

式(3-36)を用いて Newton 法などの数値的手法を用いて、全乾状態での気体比透気率 κ を代入すれば液水の比透気率 κ_{liq} を算出することができる。ただし、式(3-36)の $\kappa_{liq}^{-0.5227}$ を計算する際に κ_{liq} がマイナスになると計算上の不都合が発生し、解析が不安定になる。そのため、液水の比透気率に関しては、計算全過程において圧力と全乾状態の比透気率により変化せず、初期状態の κ と $\bar{P} = 101325 \text{Pa}$ からあらかじめ κ と κ_{liq} の比例係数を計算し、全過程において一定とした。

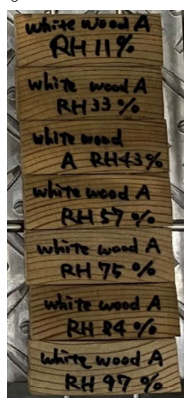
3.8 平衡含水率

木質部材の平衡含水率は、部材の種類及び温度より変化する。計算モデルで脱着と吸着速度を計算する時に必要となる平衡蒸気圧は含水率から換算するため、木質部材の平衡含水率が必要である。各種木材の平衡含水率を得るため、8 種類の木材の平衡含水率をボックス法で測定した。本節はまず平衡含水率の測定実験について述べ、その後に計算モデルで使用する平衡蒸気圧と平衡含水率の計算方法を示す。

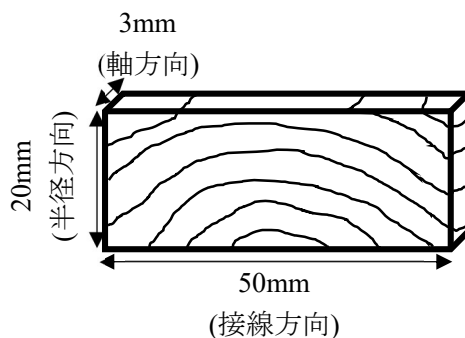
本節の平衡含水率測定実験の内容及び実験結果は、著者らが日本建築学会環境系論文集に発表した論文[34]の一部から加筆して作成したものである。

3.8.1 実験の概要

8種類の木質試験体（スプルース、ヒノキ、アカマツ、ホワイトウッド、オウシュウアカマツ、ベイマツ、カラマツ、スギ）を塩溶液で湿度を恒湿調整したボックスの中に設置し、吸湿及び放湿をする。ボックスは温度が 26℃の恒温室に放置する。図 3-5 に試験体の寸法と試験体の写真例を示す。実験では試験体の吸湿と放湿の平衡がなるべく早く到達するように、小片の試験体を用いた。また、1 種類の木材の湿度に対しては、繊維方向が異なる 2 種類の試験体を用いた。試験体長さ 50mm の方向が木材の年輪接線方向と対応する試験体を A 類試験体と呼び、試験体長さ 50mm 方向が木材の軸方向と対応する試験体を B 類試験体と呼ぶ。



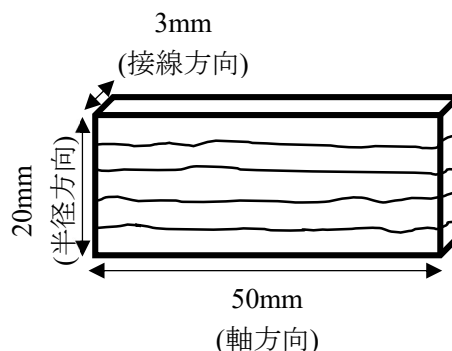
A 類試験体例(図の中は Whitewood)



A 類試験体寸法と繊維方向



B 類試験体例(図の中は Whitewood)



B 類試験体寸法と繊維方向

図 3-5 試験体の寸法と試験体例の写真[34]

3.8.2 実験方法

各種の試験体は、吸湿と放湿状態で設置するボックスを用いて名前を付けた。例えば、84%Specimen は吸湿と放湿状態で 84%相対湿度に調整したボックスに設置したものを意味する。また、内部相対湿度が調整したボックスの名前はそのボックスの相対湿度と呼ぶ。例えば、84%ボックスは内部の相対湿度が 84%に調整したボックスの意味である。表 3-7 に各ボックス内部の相対湿度及び使用した塩溶液を示す。ボックスでは、内部の相対湿度が 11%~97%に調整した 7つのボックスがあった。

表 3-7 ボックス内部の平均相対湿度[34]

目標相対湿度 [%]	11%	33%	43%	57%	75%	84%	97%
使用した塩溶液	LiCl	MgCl ₂	K ₂ CO ₃	NaBr	NaCl	KCl	K ₂ SO ₄
吸湿時の相対湿度[%]	11.0	29.0	42.9	51.5	67.0	84.2	97.1
放湿時の相対湿度[%]	7.7	29.6	43.2	50.9	66.1	83.8	98.5
吸湿時の相対湿度 (試験体を加熱後) [%]	8.8	30.0	N/A*	51.2	67.1	83.7	98.2
吸湿時の相対湿度 (試験体を加熱後) [%]	11.8	29.9	43.9	50.9	66.6	83.0	97.2

*塩溶液の不調によりデータが無効となった。

実験をする時に、まずは試験体の吸湿と放湿が要する時間を把握するため、予備実験を行う。試験体を 7 種相対湿度に調整したボックスに設置し、試験体の質量を定期的に測定する。図 3-6 に、予備実験で測定したアカマツ A 試験体の質量が初期質量との比を例として示す。試験体の質量は主に実験開始後の約 5 日以内で発生することが分かった。吸湿と放湿が開始した後の約 30~40 日で質量変化が概ね終了した。そのため、実験時では約 30~40 日で吸湿と放湿のプロセスを終了できると考えられる。予備実験を終了した後に、すべての試験体を 11%ボックスに約 4 か月放置して、試験体内部の含水率を低基準にするように放湿した。

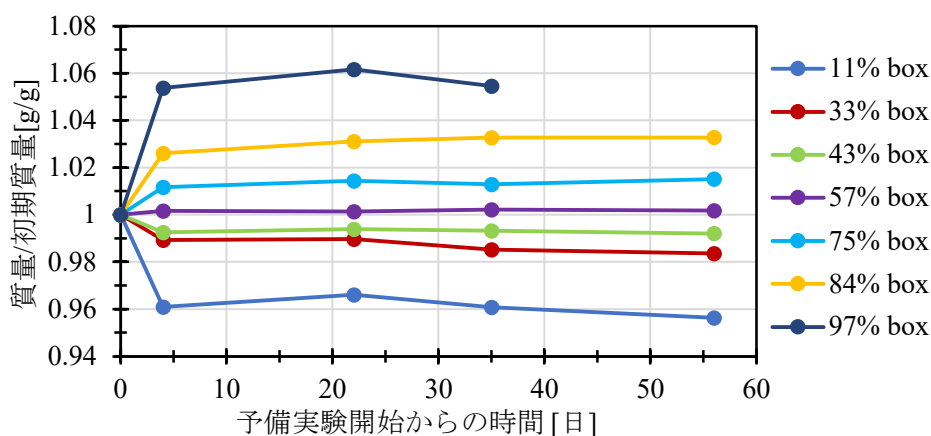


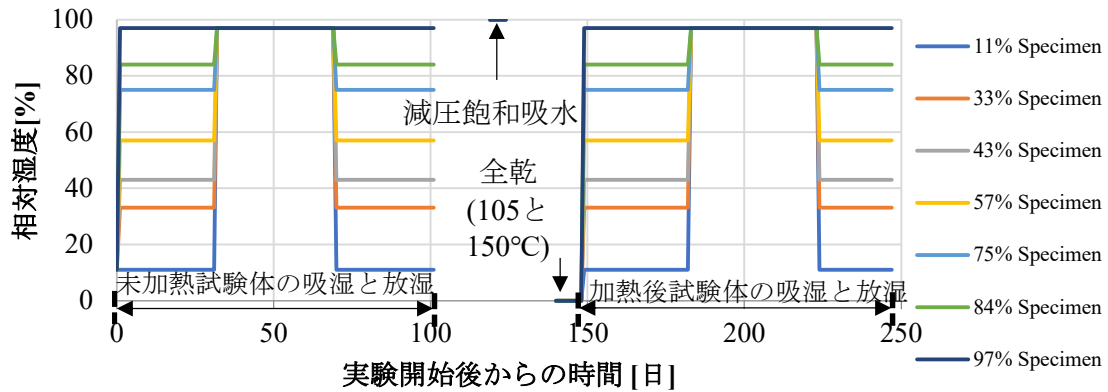
図 3-6 予備実験で測定したアカマツ A の質量と初期質量の比[34]

本実験をする時にまずは試験体を 11%~97%ボックスに移動して吸湿させる。吸湿が終了した後にすべての試験体を 97%ボックスに移動して吸湿させ、放湿過程測定の前準備を行う。試験体が 97%ボックスで平衡に到達した後に 11%~97%のボックスに移動し、放湿を行う。毎回の吸湿と放湿過程では予備実験の結果を参考にして約 30~40 日とした。

11%~97%ボックスで一連の吸湿-放湿循環が終了した後に試験体をデシケーターで 5 日の減圧吸水を行った。吸水はコンプレッサーで達成した約 0.04~0.05MPa の負圧環境で行った。吸水が行った後、試験体を 105°Cの加熱炉で 5 日間全乾乾燥し、更に 150°Cで 3 日間高温乾燥した。乾燥が行った後に、各種湿度のボックスで吸湿-放湿のサイクルをもう一度行った。実験全過程の各プロセスを行った後に、試験体の質量と寸法を電子天秤(分解能 0.0001g)とノギス(分解能 0.05mm)で測定した。

実験全体の流れは図 3-7(a)に示す。ここで、相対湿度で実験の流れを表した。また、図

3-7(b)はボックス法による吸湿と放湿時の様子、図 3-7(c)は減圧飽和吸水の様子、図 3-7(d)は全乾加熱の様子を示す。



(a) 相対湿度で表した実験の流れ



(b) 吸湿と放湿

(c) 減圧飽和吸水

(d) 105°C と 150°C で加熱

図 3-7 実験の流れと実験時の様子[34]

3.8.3 データ処理方法

測定した試験体質量を用いて平衡含水率を計算した。式(3-37)と式(3-38)に吸湿と放湿時の平衡含水率の計算式を示す。

$$W_{ads} = \frac{m_{ads} - m_{dry}}{m_{dry}} \quad (3-37)$$

$$W_{des} = \frac{m_{des} - m_{dry}}{m_{dry}} \quad (3-38)$$

ここでの下付き文字の ads と des はそれぞれ吸着(adsorption)と脱着(desorption)を意味する。つまり、吸湿または放湿状態の平衡含水率は、吸湿または放湿した状態の質量と全乾質量の差を全乾質量で割って計算できる。ここで述べた全乾質量は、150°C加熱後の試験体の平衡含水率を計算する際の全乾質量は 150°Cで加熱した後の質量とする。加熱前の試験体の平衡含水率を計算する際の全乾質量は 105°Cで加熱した後の質量とする。

計算で得られた平衡含水率を用いて、横軸が吸湿または放湿過程のボックス内の相対湿度、縦軸が平衡含水率にしてプロットする。その後、吸着等温線の計算式を用いて測定したデータ(相対湿度-平衡含水率関係)を回帰する。

これまで多数の研究者が Langmuir[35]、Frankel-Halsey-Hill[36]、Brunauer-Emmett-Teller (BET)[37]、Guggenheim-Anderson-de Boer (GAB)[38]、Dubinin-Radushkevich[39]などの吸着

等温線を提案している。そのうち、GAB 式吸着等温線は木質部材の吸着等温線の分類である第 2 類吸着等温線[36]の変化を良く表すことができ、かつ多くの研究(例えば[40]–[42]など)で使用されているため、本研究は GAB 吸着等温線を用いて平衡含水率を回帰する。式(3-39)に GAB 吸着等温線の式を示す。

$$W = \frac{W_0CK\gamma}{(1-K\gamma)(1-K\gamma+CK\gamma)} \quad (3-39)$$

ただし、 γ は小数で表す相対湿度、 W_0 、 C と K は回帰で求める係数である。 W_0 、 C と K の三つの係数を GAB パラメータと呼ぶ。GAB パラメータの物理的な意味については、 W_0 は吸着が発生する時の単分子層の吸着容量であり、 C と K はアレニウス型の温度依存性による変化する係数である[43]。物理的な意味を考慮すると、GAB パラメータは全て正であると考えられる。そのため、回帰をする時に上記の三つの係数に $W_0 > 0$ 、 $C > 0$ 、 $K > 0$ の制限を加えた。また、相対湿度が 0 付近で発生する急激な平衡含水率の変化を防ぐため、係数 C に $C \leq 500$ の制限を追加した。上記の制約付きの回帰は、Python の SciPy[44]モジュールの中の `curve_fit` 関数を用いて `trust-region-reflective` アルゴリズムで行った。回帰を行う際の平衡含水率データは A 類試験体と B 類試験体で測定したものの平均値を使用する。また、GAB 吸着等温線は一般的に相対湿度が 90%までの平衡含水率データで使用可能と言われていたため、回帰をする際は 11%~84%ボックスで測定した平衡含水率を用いた。

3.8.4 測定結果

回帰で得られた GAB パラメータを表 3-8 に示す。

表 3-8 回帰で得られた吸湿と放湿過程での GAB 定数[34]

木材名	処理	吸湿				放湿			
		W_0 [g/g]	C [-]	K [-]	R^2 [-]	W_0 [g/g]	C [-]	K [-]	R^2 [-]
スプルース	なし	0.068	86.438	0.679	0.988	0.081	46.444	0.638	0.988
	150°C 加熱	0.043	39.202	0.764	0.989	0.069	34.06	0.583	0.97
ヒノキ	なし	0.068	132.426	0.663	0.989	0.08	50.678	0.625	0.986
	150°C 加熱	0.037	43.092	0.787	0.992	0.059	40.106	0.627	0.969
アカマツ	なし	0.067	58.53	0.655	0.978	0.081	37.27	0.599	0.979
	150°C 加熱	0.043	35.385	0.759	0.989	0.066	29.744	0.623	0.975
ホワイト トウッド	なし	0.062	37.429	0.71	0.98	0.076	27.518	0.657	0.974
	150°C 加熱	0.046	17.23	0.76	0.981	0.066	22.221	0.643	0.962
オウシ ユウア カマツ	なし	0.069	42.005	0.686	0.987	0.082	29.391	0.644	0.981
	150°C 加熱	0.04	34.418	0.775	0.99	0.061	34.941	0.639	0.972
ベイマ ツ	なし	0.083	119.546	0.587	0.945	0.093	55.057	0.544	0.932
	150°C 加熱	0.038	36.161	0.777	0.991	0.063	32.726	0.592	0.973
カラマ ツ	なし	0.102	500	0.546	0.944	0.113	148.245	0.525	0.968
	150°C 加熱	0.039	38.245	0.776	0.989	0.064	33.096	0.609	0.97

スギ	なし	0.06	66.982	0.685	0.98	0.074	36.615	0.63	0.977
	150°C 加熱	0.04	58.832	0.753	0.985	0.065	37.256	0.572	0.963
全体**	なし	0.072	93.788	0.655	0.775	0.084	48.037	0.611	0.828
	150°C 加熱	0.04	35.449	0.77	0.972	0.064	32.469	0.613	0.952

*上限が到達した

**すべての実験結果を用いた回帰

回帰で得られた GAB パラメータの単分子層の吸着容量 W_0 は、未加熱の木質部材では放湿過程で0.074–0.113g/g、吸湿過程では0.06–0.102g/gである。加熱後の木質部材は放湿過程で0.059–0.069g/g、吸湿過程で0.037–0.046g/gとなる。全体的には、放湿過程の W_0 が吸湿過程より大きく、加熱後の試験体の W_0 は未加熱の試験体より小さくなる傾向を示した。

また、平衡含水率の測定結果と回帰結果を図 3-8 に示す。実線は回帰結果、データ点は測定結果である。測定データ点の上下にあるエラーバーは、2種類の試験体 A、B の測定データが平均値との偏差である。未加熱の各種木材の平衡含水率は相対湿度が 11%の時に約 0.05–0.10g/g、相対湿度が 97%の時に約 0.16–0.22g/g である。加熱後の試験体の平衡含水率は未加熱状態より約 30%–40%減少する。A 類試験体と B 類試験体の平衡含水率はカラマツ以外は概ね一致している。カラマツに関しては未加熱の状態でも A 類試験体と B 類試験体の平衡含水率に大きな違いがある。カラマツの A 類試験体と B 類試験体は制作年度が異なり、それぞれ 2020 年と 2021 年で作成したものであるため、バッチの違いによる可能性があると考えられる。また、各種試験体に対しては 150°C で加熱した後に平衡含水率の下降が観測されたため、カラマツ A とカラマツ B の平衡含水率の違いは、製材時の乾燥状況の違いによる可能性もある。試験体を 150°C で加熱した後は、A 類試験体と B 類試験体の平衡含水率の違いがなくなった。

図 3-8 に示した結果、加熱処理前のカラマツ以外に、A 類試験体と B 類試験体の平衡含水率平均値の違いが非常に少ないことが分かった。カラマツ A とカラマツ B の平衡含水率の違いが非常に大きく、A と B の平均値は平衡含水率の変化を適切に表すことが難しいと考えられる。そのため、ここではカラマツに対して A 類試験体と B 類試験体単独に対して GAB 式の回帰を行いました。その結果は表 3-8-appendix に示す。

表 3-8-appendix カラマツ A とカラマツ B の吸湿と放湿過程での GAB 定数

木材名	処理	吸湿				放湿			
		W_0 [g/g]	C [-]	K [-]	R^2 [-]	W_0 [g/g]	C [-]	K [-]	R^2 [-]
カラマツ A	なし	0.137	500	0.403	0.586	0.141	500	0.426	0.719
	150°C 加熱	0.034	63.156	0.798	0.993	0.059	44.824	0.622	0.964
カラマツ B	なし	0.079	55.653	0.639	0.955	0.091	39.348	0.603	0.965
	150°C 加熱	0.043	24.8	0.754	0.99	0.071	26.212	0.596	0.974

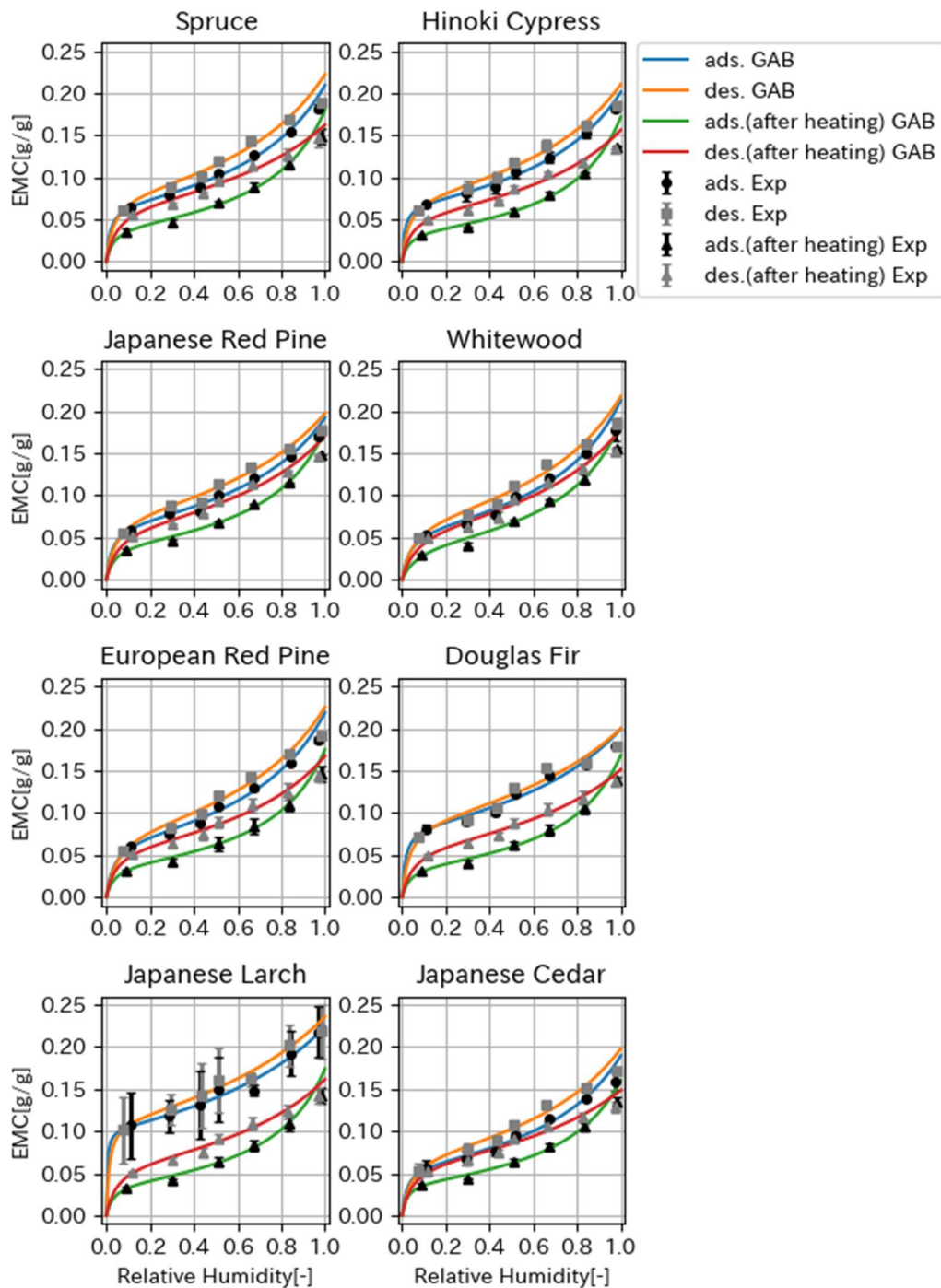


図 3-8 平衡含水率の測定結果[34]

3.8.5 平衡含水率の計算式

上記の表 3-8 に示した回帰で得られた GAB パラメータを使用して、計算モデルで平衡含水率を求めることができる。ただし、測定で得られた数値は未分解の木質部材の平衡含水率であるため、炭化による平衡含水率の変化もモデルに含めて考慮する必要がある。本来は、炭の平衡含水率を別途測定する必要があるが、このモデルでは水分が完全に脱着した後の炭を考慮しているので炭の平衡含水率を 0 とする。部分的に炭化した状態の平衡含水

率は、線形補間で求める。式(3-40)にその関係を示す。

$$\tilde{\rho}_{H_2O_l, equ} = \begin{cases} \frac{r - r_\infty}{1 - r_\infty} \rho_{dry} \frac{W_0 C K \gamma}{(1 - K\gamma)(1 - K\gamma + CK\gamma)} & (r_\infty \leq r < 1) \\ 0 & (0 \leq r < r_\infty) \end{cases} \quad (3-40)$$

3.8.6 平衡蒸気圧の計算式

平衡蒸気圧は、ある含水率と平衡するときの水蒸気の蒸気圧である。相対湿度は水蒸気の蒸気圧から計算するため、含水率から平衡蒸気圧を計算する際は式(3-40)を $\tilde{\rho}_{H_2O_l, equ} = f(\gamma)$ から $\gamma = g(\tilde{\rho}_{H_2O_l, equ})$ に変更する必要がある。ここから、平衡蒸気圧の計算式を導出する。ただし、平衡含水率が 0 の時には変形する必要がないため、ここでは平衡含水率が 0 以外のケースについて分析する。まずは式(3-40)の両側に $(1 - K\gamma)(1 - K\gamma + CK\gamma)$ をかけ、式(3-40)を式(3-41)にする。

$$(1 - K\gamma)(1 - K\gamma + CK\gamma)\tilde{\rho}_{H_2O_l, equ} = \frac{r - r_\infty}{1 - r_\infty} \rho_{dry} W_0 C K \gamma \quad (3-41)$$

式(3-41)左辺の $(1 - K\gamma)(1 - K\gamma + CK\gamma)$ を展開すると式(3-42)になる。

$$(1 + (C - 2)K\gamma + (1 - C)K^2\gamma^2)\tilde{\rho}_{H_2O_l, equ} = \frac{r - r_\infty}{1 - r_\infty} \rho_{dry} W_0 C K \gamma \quad (3-42)$$

式(3-42)をさらに変形し、 γ に対する 2 次方程式 $a_1\gamma^2 + a_2\gamma + a_3$ のようにまとめると、式(3-43)になる。

$$(1 - C)K\gamma^2\tilde{\rho}_{H_2O_l, equ} + [(C - 2)\tilde{\rho}_{H_2O_l, equ} - \frac{r - r_\infty}{1 - r_\infty} \rho_{dry} W_0 C]\gamma + \frac{\tilde{\rho}_{H_2O_l, equ}}{K} = 0 \quad (3-43)$$

式(3-43)の両側に $\tilde{\rho}_{H_2O_l, equ}$ を割ると、式(3-44)になる。ただし、ここでの $W_{H_2O_l}$ は kg/kg で表した含水率であり、 $W_{H_2O_l} = \tilde{\rho}_{H_2O_l, equ} / \rho_{dry}$ である。

$$(1 - C)K\gamma^2 + [(C - 2) - \frac{r - r_\infty}{1 - r_\infty} \frac{W_0 C}{W_{H_2O_l}}]\gamma + \frac{1}{K} = 0 \quad (3-44)$$

二次方程式の解の公式により、方程式 $a_1\gamma^2 + a_2\gamma + a_3$ の解は式(3-45)に示す。

$$\gamma = \frac{-a_2 \pm \sqrt{a_2^2 - 4a_1a_3}}{2a_1} \quad (3-45)$$

相対湿度 γ は正の値であるため、各種変数の正負を考えると、式(3-45)で相対湿度を解く際はマイナス記号をとることが適切であると考えられる。 $a_1 = (1 - C)K$ 、 $a_2 = (C - 2) - \frac{r - r_\infty}{1 - r_\infty} \frac{W_0 C}{W_{H_2O_l}}$ 、 $a_3 = \frac{1}{K}$ を式(3-45)に代入すると、相対湿度の計算式が得られる。さらに相対湿度に飽和蒸気圧 P_{sat} を掛けると、平衡蒸気圧 P_{equ, H_2O_g} の計算式が式(3-46)のように表すことができる。

$$P_{equ, H_2O_g} = P_{sat} \frac{\left((C - 2) - \frac{r - r_\infty}{1 - r_\infty} \frac{W_0 C}{W_{H_2O_l}} \right) + \sqrt{\left((C - 2) - \frac{r - r_\infty}{1 - r_\infty} \frac{W_0 C}{W_{H_2O_l}} \right)^2 - 4(1 - C)}}{2(C - 1)K} \quad (3-46)$$

飽和蒸気圧 P_{sat} は、Wagnerらの式[45]を用いて計算する。

$$P_{sat} = P_c \exp\left(\frac{T_c}{T} \left[z_1 \left(1 - \frac{T}{T_c}\right) + z_2 \left(1 - \frac{T}{T_c}\right)^{1.5} + z_3 \left(1 - \frac{T}{T_c}\right)^3 + z_4 \left(1 - \frac{T}{T_c}\right)^{3.5} + z_5 \left(1 - \frac{T}{T_c}\right)^4 + z_6 \left(1 - \frac{T}{T_c}\right)^{7.5} \right] \right) \quad (3-47)$$

ただし、 P_c と T_c はそれぞれ水蒸気の臨界圧力と臨界温度であり、 $P_c = 22.064\text{MPa}$ 、 $T_c = 647.096\text{K}$ である。 $z_1 \sim z_6$ は係数であり、 $z_1 = -7.85951783$ 、 $z_2 = 1.84408259$ 、 $z_3 = -11.7866497$ 、 $z_4 = 22.6807411$ 、 $z_5 = 15.9618719$ 、 $z_6 = 1.80122502$ である。温度が臨界温度以上になると飽和蒸気圧の定義がなくなるが、式(3-46)を計算する際は高温時の飽和蒸気圧も必要となるため、計算上では $T > 647.096\text{K}$ の時の飽和蒸気圧を臨界圧力(22.064MPa)と等しくなるように設定した。

3.9 対流熱伝達率・物質伝達率

エンタルピー保存式と気体各成分の質量保存式の境界条件を設定する際は、対流熱伝達率 H と物質伝達率 H_m を与える必要がある。

3.9.1 対流熱伝達率

対流熱伝達率の値は、温度や周辺気流速度に依存して変化し、正確的に推定することが難しい。そのため、一部の研究者は対流熱伝達率を一定にして計算した。例えば Pečenko ら[22]は $H = 25\text{W/m}^2\text{K}$ の値を使用した。Lautenburger ら[46]は対流熱伝達率を $H = 10\text{W/m}^2\text{K}$ とした。本モデルでは Lautenburger にならい、対流熱伝達率を $H = 10\text{W/m}^2\text{K}$ とした。

試験体表面から排出するガスも対流熱伝達率に影響がある可能性がある。Lautenburger ら[46]は、下記の式(3-48)で試験体表面のガス流量が加熱を受ける表面の対流熱伝達率へ及ぼす影響を表した。

$$H = \frac{m_{gas}c_{gas}}{\exp\left(\frac{m_{gas}c_{gas}}{H_{nogas}}\right) - 1} \quad (3-48)$$

ただし、 m_{gas} は表面から排出するガスの流量、 H_{nogas} はガスの排出がない時の対流熱伝達率、 c_{gas} は定数(1100J/kgK)である。図 3-9 に、 H/H_{nogas} が m_{gas} の変化による変化を示す。

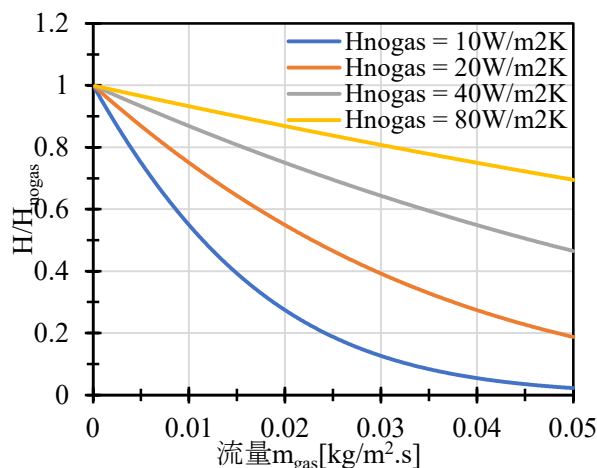


図 3-9 Lautenburger らの式による H/H_{nogas} と m_{gas} の関係

図 3-9 によると、表面から外気に排出ガスの量が上昇すると、 H/H_{nogas} が急激に下がることが示されている。また、 H_{nogas} が大きくなるほど、下降の速度が高くなる。流量 m_{gas} が非常に小さい($<0.001\text{kg/m}^2\text{s}$)場合、 H と H_{nogas} の値はほとんど一致する。

本モデルでガスの噴出による対流熱伝達率の変化を考慮する必要性を検討するため、ここでは例を用いて概算する。試験体表面の物質流量を計算する際、式(3-49)に示す第三種境界条件の形になっている計算式が多く使用されている。ただし、 ΔY は外気と試験体表面付近のガス質量分率の差、 τ は空隙率である。

$$m_{gas} = H_m \rho \tau \Delta Y \quad (3-49)$$

物質伝達率と対流熱伝達率の相似則により、 $H_m \rho$ については式(3-50)の関係がある。ただし、ここでは簡単のためレイス数 Le を1にした。

$$H_m \rho = \frac{H_{nogas}}{c} \quad (3-50)$$

ここで、 c は気体の定圧比熱である。式(3-49)(3-50)を式(3-48)に代入すると、式(3-51)が得られる。つまり、気体の噴出による対流熱伝達率の減衰は外気と試験体加熱表面付近の気体質量分率差と空隙率で決まる。図 3-10 にその変化関係を示す。

$$\frac{H}{H_{nogas}} = \frac{\tau \Delta Y}{\exp(\tau \Delta Y) - 1} \quad (3-51)$$

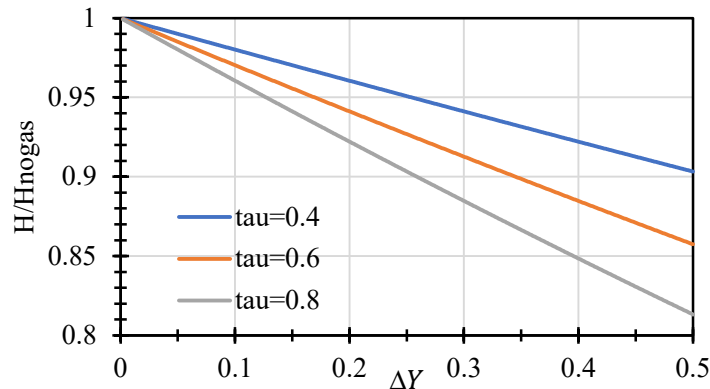


図 3-10 H/H_{nogas} と ΔY の関係

外気と試験体表面の間では常に物質交換が行われているため、気体の質量分率の差は概ね 0.2 以下となると考えられる。その結果、 H/H_{nogas} は空隙率がどのような値であっても 0.8 以上となり、 H と H_{nogas} の値の違いは小さい。そのため、本研究では試験体表面から外部に排出する気体により対流熱伝達率が変化することは考慮しない。

3.9.2 物質伝達率

物質伝達と対流熱伝達の相似則である Chilton-Colburn 相似則[47]により、気体種 i に対する物質伝達率 $H_{m,i}$ は式(3-52)により対流熱伝達率 H から計算できる。

$$H_{m,i} = \frac{H}{\rho c_p Le^2} \quad (3-52)$$

ただし、 ρ は境界部外気の気体密度、 c_p は外気の定圧比熱、 Le はレイス数である。

レイス数を計算する際は、混合ガスの熱拡散率と拡散係数が必要である。混合ガスのこれらの物性値を決定することが容易ではない。特に、熱分解ガスは混合物であるため、熱拡散率を決めることが難しい。空気の熱拡散率を代用してレイス数を近似的に算出することが可能であるが、厳密ではない。そのため、ここでは既往の研究[46]の手法を参考し、レイス数を1にして近似した。その結果、物質伝達率の計算式は式(3-53)となる。

$$H_{m,i} = \frac{H}{\rho c_p} \quad (3-53)$$

3.10 外気環境の気体質量分率

乾燥空気は約 21vol.%の酸素、約 78vol.%の窒素、約 1vol.%のアルゴンと微量の二酸化炭素などの気体で組成される。アルゴンガス及び他種類のガスは酸素と窒素と比べると含量

が微小であるため、ここでは他種類気体の存在を無視し、外気環境での乾燥空気が21vol.%の酸素と79vol.%の窒素で構成されると考えた。これを質量分率に換算すると、酸素が約23.3wt.%、窒素が約76.7wt.%となる。

湿潤した外気の水蒸気含有量は、計算対象とする試験体の平衡含水率関係より推定する。ここで、内部の含水率は外気環境と平衡になっていると予想される。つまり、試験体の初期含水率が平衡含水率になる時の相対湿度は、外気の中に含有する水蒸気含量と対応するとして、外気の中の水蒸気含量を計算する。吸着等温線から算出された相対湿度を γ とすると、単位重量乾燥空気が含有する水蒸気の質量分率 Y_{H_2Og} は式(3-54)で表す。

$$Y_{H_2Og} = 0.62198 * \frac{P_{sat}\gamma}{101325 - P_{sat}\gamma} \quad (3-54)$$

ただし、 $P_{sat}\gamma$ は水蒸気分圧である。水蒸気の質量分率を算出した後、前述の酸素と窒素の質量分率を用いて、湿潤外気の酸素、窒素と水蒸気の質量分率を計算できる。

試験体が加熱されて燃焼が発生する側の外気の気体質量分率については、加熱の形式により状況が変化する。コーンカロリメーター実験のように開放的空間で加熱する場合、試験体からは熱分解ガスと二酸化炭素などの気体が生成されるが、新鮮空気が周囲から継続的に供給されるため、加熱側の気体質量分率は空気と概ね同様であると考えられる。一方、耐火炉による耐火試験のような密閉的空間で試験体を加熱する場合、供給された空気の中の酸素はほとんど燃料ガスと熱分解ガスで消費されてしまうとされる。そのため、酸素の質量分率がほとんど0となり、二酸化炭素と水蒸気の質量分率は燃料ガスの燃焼と熱分解ガスの燃焼により増加する。増加の比率は燃料ガスまたは熱分解ガスの組成による考えられる。

3.11 熱分解反応速度係数

揮発性の固体成分が式(3-55)に示す一步の熱分解反応が発生する時に、熱分解反応の反応速度は、式(3-56)に示すアレニウス型反応速度式[48]で表すことができる。



$$\frac{da}{dt} = A(1-a)^n e^{-\frac{E}{RT}} \quad (3-56)$$

ただし、 A は頻度因子[s⁻¹]、 n は反応次数[-]、 E は活性化エネルギー[J/mol]、 a は反応進行度を表す転化率である。転化率は、式(3-57)から計算する。反応が未開始の時に転化率が0であり、反応が完全に終了したときの転化率が1である。

$$a = \frac{r_0 - r}{r_0 - r_\infty} \quad (3-57)$$

反応速度式の中の A 、 n 、 E は反応速度パラメータ、または反応速度係数と呼び、反応の種類により決まる係数である。固体成分の熱分解反応の速度係数は、熱重量分析で得られた質量変化曲線より推定することができる。以下では推定の方法を述べる。本節の内容は、著者らが日本火災学会論文集で発表した論文[49]の内容を一部使用して更に加筆したものである。

まず、熱重量分析で得られた質量変化曲線を残量比の変化曲線に換算する。換算した後には反応が発生する区間を定義し、反応が未開始の時の残量比を r_0 、反応が終了したときの残量比を r_∞ として残量比の境界値 r_0 と r_∞ を求める。

その後、転化率の定義式(3-57)を式(3-56)に代入すると、熱分解反応による残量比減少速度 a を式(3-58)のように表すことができる。

$$\frac{dr}{dt} = (r_{\infty} - r_0)A \left(\frac{r - r_{\infty}}{r_0 - r_{\infty}} \right)^n e^{-\frac{E}{RT}} \quad (3-58)$$

また、熱重量分析を行う際は一定の昇温速度で加熱することが多いため、式(3-59)に示すように昇温速度(dT/dt)を使って残量比の温度に対する微分を表すこともできる。

$$\frac{dr}{dT} = \frac{1}{\left(\frac{dT}{dt}\right)} (r_{\infty} - r_0)A \left(\frac{r - r_{\infty}}{r_0 - r_{\infty}} \right)^n e^{-\frac{E}{RT}} \quad (3-59)$$

式(3-59)を用いて各種温度での残量比変化速度を計算することができる。ここで、残量比変化速度の計算値と実験値との残差二乗和が最小にするように最適化計算を実行すれば、熱分解の進行を表す反応速度パラメータを推定できる。式(3-60)に最適化計算の目的関数 f を示す。

$$f = \sum \left(\frac{dr}{dT}_{exp} - \frac{dr}{dT}_{calc} \right)^2 \quad (3-60)$$

目的関数 f を最小化することは最適化計算の目標である。最適化計算が収束する時の熱分解速度係数は、熱重量分析で測定した質量減少を最も精度よく再現できるものであり、該当物質の熱分解反応速度係数であると考えられる。

式(3-55)に示す単一成分の化学反応以外に、多成分の熱分解反応モデルで反応速度を表すこともできる。揮発性成分全体は i 種類の成分で組成し、各種成分の熱分解反応が独立に発生すると考えると、式(3-61)に成分 i の反応方程式を表すことができる。



また、式(3-62)と式(3-63)で成分 i の反応速度式と成分 i の転化率を表すことができる。

$$\frac{da_i}{dt} = A_i(1 - a_i)^{n_i} e^{-\frac{E_i}{RT}} \quad (3-62)$$

$$a_i = \frac{r'_{0,i} - r'_i}{r'_{0,i} - r'_{\infty,i}} \quad (3-63)$$

ただし、 $r'_{0,i}$ 、 r'_i と $r'_{\infty,i}$ はそれぞれ成分 i の初期質量、現在の質量と分解終了時の質量が揮発性成分総質量に対する比率である。また、各種成分の転化率と同様の定義で熱分解反応全体の転化率を定義すると、全体の転化率 a は式(3-64)で表すことができる。

$$a = \frac{r_0 - r}{r_0 - r_{\infty}} \quad (3-64)$$

ただし、初期状態の残量比は1であるため、 $r_0 = 1$ である。式(3-63)を式(3-64)に代入し、更に時間に対して微分すると式(3-65)になる。

$$\frac{da}{dt} = \sum \frac{da_i}{dt} \frac{r'_{0,i} - r'_{\infty,i}}{r_0 - r_{\infty}} \quad (3-65)$$

式(3-65)を用いて、多成分反応速度式を使用する場合の残量比の変化率を表すことができる。

$$\frac{dr}{dT} = - \sum \frac{r'_{0,i} - r'_{\infty,i}}{\left(\frac{dT}{dt}\right)} A_i(1 - a_i)^{n_i} e^{-\frac{E_i}{RT}} \quad (3-66)$$

$r'_{0,i}$ は、成分 i の初期質量が揮発性成分全体の質量に対する比率(つまり成分 i の比率 F_i)に相当する。 $r'_{\infty,i}$ は、成分 i の比率に成分 i が分解しない比率 $r_{\infty,i}$ を掛けたものに相当する。そのため、式(3-66)は式(3-67)で表すことができる。

$$\frac{dr}{dT} = - \sum \frac{F_i}{dT/dt} (1 - r_{\infty,i}) A_i(1 - a_i)^{n_i} e^{-\frac{E_i}{RT}} \quad (3-67)$$

式(3-67)では計算式の中に転化率 a_i が存在するため、最適化を直接実行することが難しい。そのため、ここでは Chen らの研究[50]で使用した方法を参考して、Coats-Redfern の式[51]

から $(1 - \alpha_i)^{n_i}$ 項を消去する。式(3-68)に Coats-Redfern の式を示す。

$$\ln \left[\frac{g(\alpha_i)}{T^2} \right] = \ln \frac{A_i R}{(dT/dt) E_i} \left(1 - \frac{2RT}{E_i} \right) - \frac{E_i}{RT} \quad (3-68)$$

ただし、

$$g(\alpha_i) = \begin{cases} -\ln(1 - \alpha_i) & (n_i = 1) \\ \frac{1 - (1 - \alpha_i)^{1-n_i}}{1 - n_i} & (n_i \neq 1) \end{cases} \quad (3-69)$$

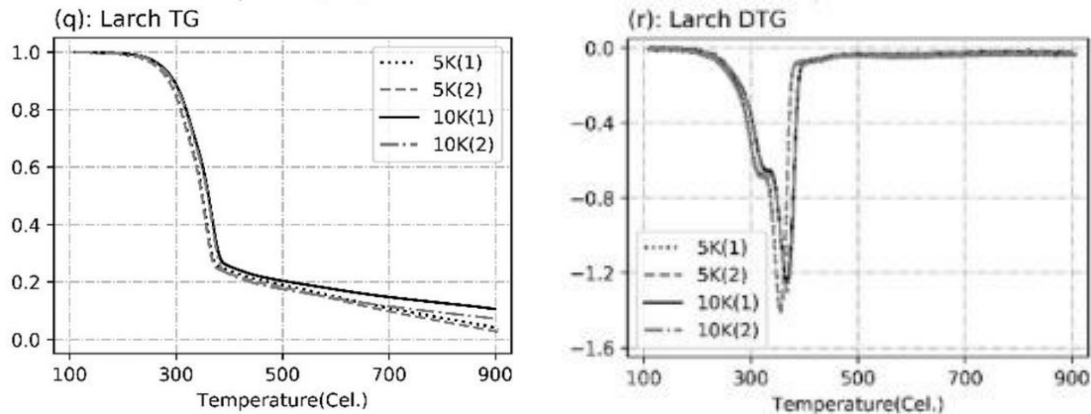
式(3-68)(3-69)を式(3-67)に代入して、更に $n_i = 1$ と $n_i \neq 1$ のケースを分けて書くと、式(3-70)となる。

$$(1 - \alpha_i)^{n_i} = \begin{cases} \left[1 - (1 - n_i) \frac{A_i R T^2}{(dT/dt) E_i} \left(1 - \frac{2RT}{E_i} \right) e^{-\frac{E_i}{RT}} \right]^{1-n_i} & \text{if } n_i = 1 \\ e^{-\frac{A_i R T^2}{(dT/dt) E_i} \left(1 - \frac{2RT}{E_i} \right) e^{-\frac{E_i}{RT}}} & \text{if } n_i \neq 1 \end{cases} \quad (3-70)$$

式(3-70)を式(3-67)に代入すると、式(3-60)の目的関数から最適化計算を実行することが可能となる。

2章の計算をする時は、三成分（セルロース、ヘミセルロース、リグニン）熱分解反応速度モデルを使用した。ここでは三成分モデルを例として、反応速度パラメータを推定した例を示す。まずは木材の粉末に対して熱重量分析を行う[49]。熱重量分析の結果から残量比と残量比変化率の経時変化データを得る。図 3-11 に例としてカラマツの熱重量分析結果から得られた残量比変化曲線及び残量比変化率曲線を示す。ただし、熱重量分析の質量測定結果から残量比を計算する際は 110°C時の質量を基準とした。

最適化計算をする時に必要とする各成分の $r_{\infty,i}$ は、Zhao ら[52]の実験結果を基に推定する。900°C時のセルロース、ヘミセルロースとリグニンの残量比を分解終了時の残量比として、110°C時の残量比を基準とすると、 $r_{\infty,C} = 0.042$, $r_{\infty,H} = 0.151$, $r_{\infty,L} = 0.358$ が得られた。



(a) 残量比変化曲線 (b) 残量比変化率曲線

図 3-11 カラマツの残量比変化曲線と残量比変化率曲線[49]

最適化計算を行う際は、表 3-9 に示す初期値を用いた。また、各成分の最適化の対象変数 A_i 、 n_i 、 E_i と F_i は、表 3-10 の範囲で最適値を検索した。

表 3-9 最適化計算の初期値[49]

成分	$E(\text{kJ/mol})$	$\ln A(\text{s}^{-1})$	$A(\text{s}^{-1})$	$n(-)$	比率(-) F
セルロース(Cel)	187.12[53]	35.15[53]	1.85×10^{15} [53]	1[53]	0.5
ヘミセルロース(Hemi)	95.39[53]	18.25[53]	8.40×10^7 [53]	2[54]	0.3
リグニン(Lig)	46.00[55]	1.38[55]	3.98[55]	1[55]	0.2

表 3-10 最適化計算の検索範囲[49]

成分	$E(\text{kJ/mol})$	$\ln A(\text{s}^{-1})$	$n(-)$	比率(-) F
セルロース(Cel)	[93.56, 280.68]	[17.58, 52.73]	[0, 8]	[0, 0.8]
ヘミセルロース(Hemi)	[23.85, 190.78]	[4.56, 36.50]*	[0, 8]	[0, 0.4]
リグニン(Lig)	46.00(固定)	1.38(固定)	[0, 15]	残存量

*一部の樹種に対しては下限に到達したため区間を拡大し[1.83, 36.50]にした。

熱重量分析では、9種類の木材に対して行った。昇温速度は 5K/min である。カラマツに対しては、10K/min の実験も行った。一つの条件では、2回の重複実験を行った。前述の方法から推定した 9種類の木材の熱分解速度パラメータと各種成分の比率を表 3-11～表 3-14 に示す。データは、2回の推定結果平均値±誤差の形で表す。

表 3-11 Cel.成分の反応速度パラメータ推定結果[49]

木材種類	$E(\text{kJ/mol})$	$\ln A(\text{s}^{-1})$	$n(-)$
ジャラ	265.44±1.61	46.27±0.34	0.98±0.01
セラガンバツ	270.04±2.77	46.72±0.56	0.98±0.02
本紫檀	231.17±4.40	38.85±0.86	0.89±0.01
縞黒檀	265.27±2.90	46.43±0.57	1.00±0.01
ベイマツ	235.56±2.24	40.42±0.46	1.00±0.02
ヒノキ	180.16±2.89	28.98±0.56	0.72±0.01
スギ化粧材	153.29±10.08	25.09±2.04	0.81±0.05
スギ構造材	154.81±1.22	25.55±0.27	0.81±0.01
カラマツ(5K/min)	241.61±0.49	41.15±0.12	0.93±0.01
カラマツ(10K/min)	214.82±5.41	35.80±1.01	0.92±0.01

表 3-12 Hemi.成分の反応速度パラメータ推定結果[49]

木材種類	$E(\text{kJ/mol})$	$\ln A(\text{s}^{-1})$	$n(-)$
ジャラ	139.31±1.00	24.65±0.00	2.80±0.04
セラガンバツ	129.50±2.49	21.98±0.57	3.27±0.18
本紫檀	47.27±2.97	3.51±0.62	0.77±0.21
縞黒檀	99.89±0.35	15.72±0.06	1.53±0.02
ベイマツ	119.24±0.19	19.11±0.05	0.72±0.00
ヒノキ	110.11±0.04	17.00±0.02	0.84±0.00
スギ化粧材	99.75±2.58	16.03±0.70	0.89±0.01
スギ構造材	102.76±3.45	16.82±0.78	0.92±0.02
カラマツ(5K/min)	117.95±1.62	18.63±0.33	0.72±0.00
カラマツ(10K/min)	106.59±0.39	16.54±0.06	0.67±0.01

表 3-13 Lig.成分の反応速度パラメータ推定結果[49]

木材種類	$E(\text{kJ/mol})$	$\ln A(\text{s}^{-1})$	$n(-)$
ジャラ	46.000	1.380	3.15±0.01
セランガンバツ	46.000	1.380	3.25±0.02
本紫檀	46.000	1.380	3.09±0.25
縞黒檀	46.000	1.380	3.61±0.06
ベイマツ	46.000	1.380	2.55±0.03
ヒノキ	46.000	1.380	2.61±0.04
スギ化粧材	46.000	1.380	2.98±0.13
スギ構造材	46.000	1.380	3.19±0.08
カラマツ(5K/min)	46.000	1.380	2.57±0.00
カラマツ(10K/min)	46.000	1.380	2.03±0.14

表 3-14 各種成分の比率推定結果[49]

木材種類	F_{Cel}	F_{Hemi}	F_{Lig}
ジャラ	0.359±0.003	0.279±0.001	0.362±0.004
セランガンバツ	0.399±0.002	0.326±0.011	0.275±0.013
本紫檀	0.430±0.036	0.307±0.022	0.263±0.015
縞黒檀	0.296±0.008	0.261±0.001	0.443±0.009
ベイマツ	0.506±0.005	0.266±0.003	0.228±0.002
ヒノキ	0.531±0.000	0.257±0.004	0.212±0.004
スギ化粧材	0.549±0.025	0.146±0.016	0.305±0.009
スギ構造材	0.513±0.001	0.135±0.002	0.352±0.001
カラマツ(5K/min)	0.476±0.002	0.294±0.007	0.230±0.008
カラマツ(10K/min)	0.506±0.001	0.299±0.014	0.195±0.015

3.12 収縮係数

木質部材の熱分解が進行すると、部材の寸法が収縮する。Davidsson の研究[56]によると、部材の寸法収縮と残量比は式(3-71)の関係が存在する。

$$\frac{\Delta x}{\Delta x_{ini}} = 1 - \eta(1 - r)^2 \quad (3-71)$$

η は収縮係数であり、木材の種類と繊維方向に依存する。本節では、収縮係数の測定実験の内容を示す。また、本節は著者らが日本建築学会近畿支部で発表した内容[57]を加筆して作成したものである。

3.12.1 実験方法

様々な分解状況での収縮状況を測定するため、木質部材の小片試験体を様々な温度で加熱し、加熱後の部材の寸法と質量を測定した。加熱温度は、105～325℃とした。250℃以下の低温域においては定常になるまで 30 分加熱した。250℃以上では熱分解により生成する炭が燃焼する可能性があるため 3～10 分の短時間の加熱とした。

スギとカラマツを用いて長さ 50mm、幅 20mm、厚さ 3mm の小片の試験体を作成した。図 3-12 に試験体を作成する時の試験体切り出し位置を示す。樹木の年輪と平行な方向から木材を切り出して試験体を作成した。試験体の厚さ(z)は樹木軸方向、試験体の幅(x)は年輪の半径方向、試験体の長さ(y)は年輪の接線方向に対応する。

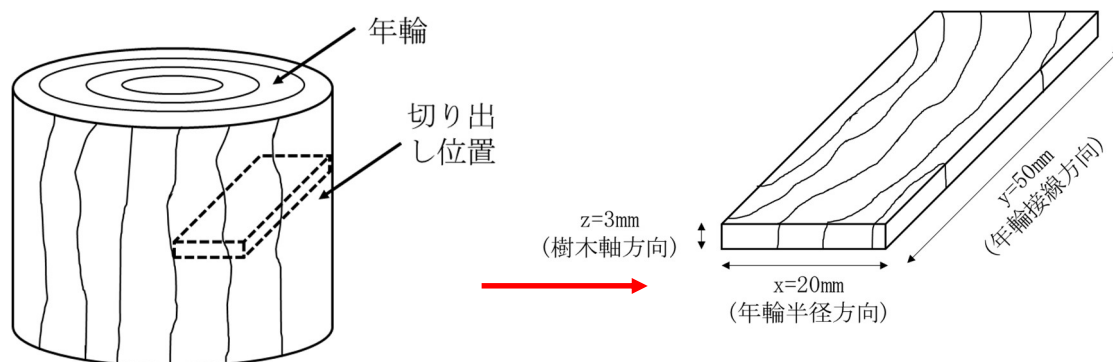


図 3-12 試験体寸法と切り出し位置[57]

図 3-13 に作成した試験体の写真を示す。カラマツとスギについてそれぞれ 30 個の試験体を作成したが、そのうち、年輪が試験体の長辺方向に揃っているものを選び、カラマツ (Larch) 試験体を 4 つ (L2、L5、L11、L16) とスギ (Cedar) 試験体を 7 つ (C1、C2、C3、C4、C5、C19、C20) とした。

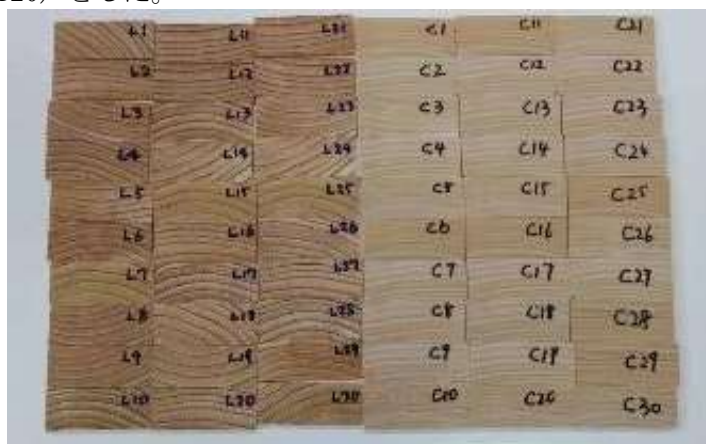


図 3-13 作成したカラマツとスギ試験体 (左：カラマツ、右：スギ) [57]

加熱は温度調節ができる卓上マッフル炉を使用した。質量測定は精密電子天秤 (秤量 200g、分解能 0.1mg) を用いた。寸法測定は非接触式の形状測定機を使用した。

3.12.2 実験結果

(1) 加熱後の外観変化

図 3-14 に加熱後の試験体写真を示す。ここでは、試験体 C19 をスギの代表、試験体 L2 をカラマツの代表として示す。図名は、試験体-加熱温度-当該温度での総加熱時間-加熱開始からの総加熱時間の形で示す



C19-加熱前-0min



C19-105°C(+30min)-30min



L2-加熱前-0min



L2-105°C(+30min)-30min

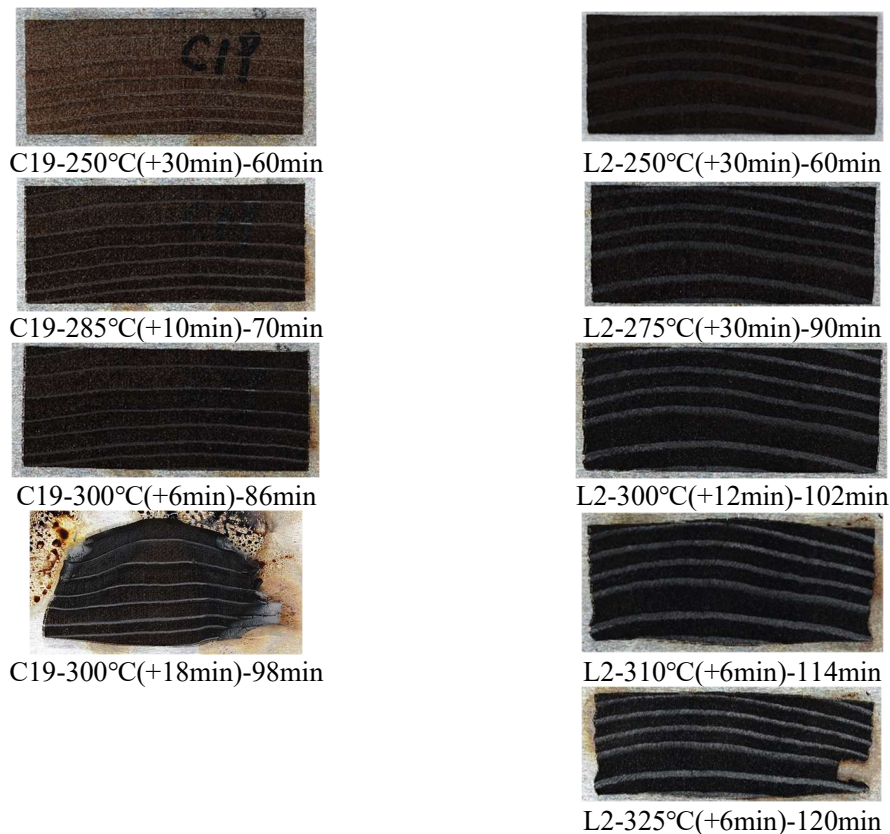


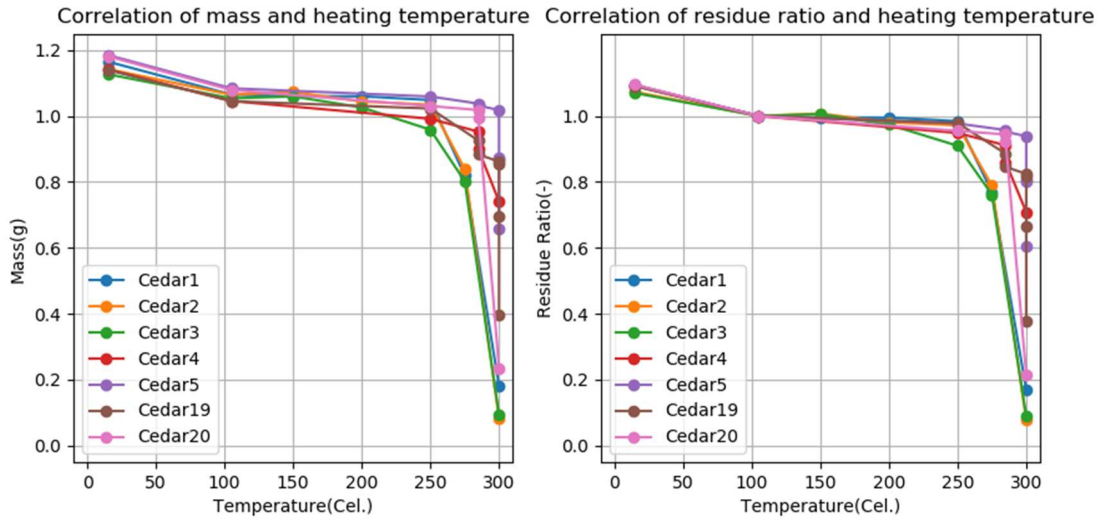
図 3-14 スギとカラマツの加熱後の様子[57]

スギ試験体については、加熱温度を上げると試験体の変色が深くなり、300°Cまで昇温すると表面が完全に炭化した。300°Cでさらに長時間の加熱をすると、炭の酸化が発生し、その一部が灰になった（C19-300°C(+18min)-98min）。また、両端は燃焼により灰になった部分である。写真のトレイ上にある黒点は、熱分解により生じた残渣とタールである。

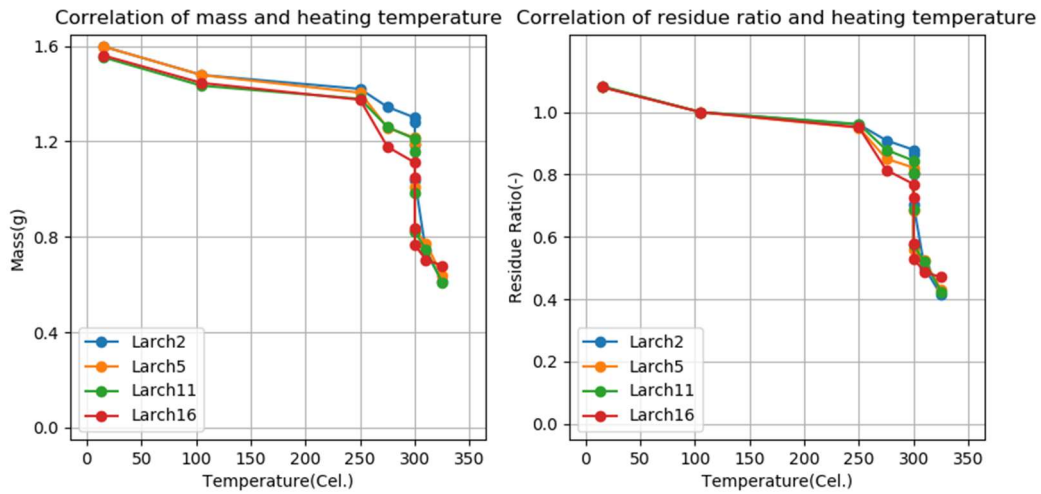
カラマツ試験体についても、加熱温度が上昇するとともに表面の変色が深くなることが観察された。325°Cで加熱をした後、試験体の表面は黒色になり、完全に炭化したと考えられる。また、その時は試験体の端部に不規則の収縮が観測された。

(2)加熱後の質量と寸法変化

図 3-15 に電子天秤で測定したスギ試験体とカラマツ試験体の質量を示す。温度が 250°C 以下の加熱では質量減少が観測されなかったが、それ以降は熱分解による揮発性成分の熱分解と炭化層の焼失により、顕著な質量減少が観測された。



(a) スギの質量と残量比変化

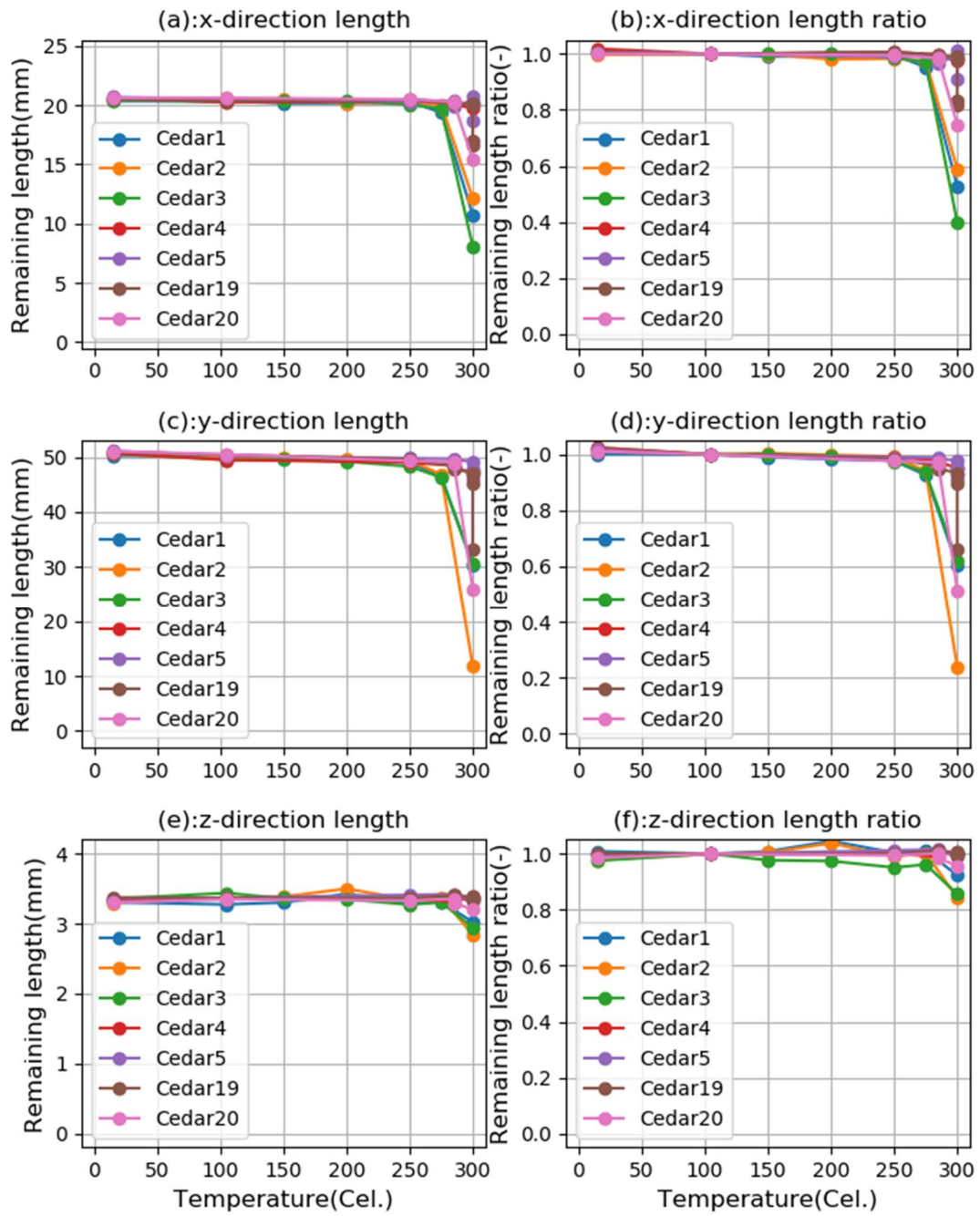


(b) カラマツの質量と残量比変化

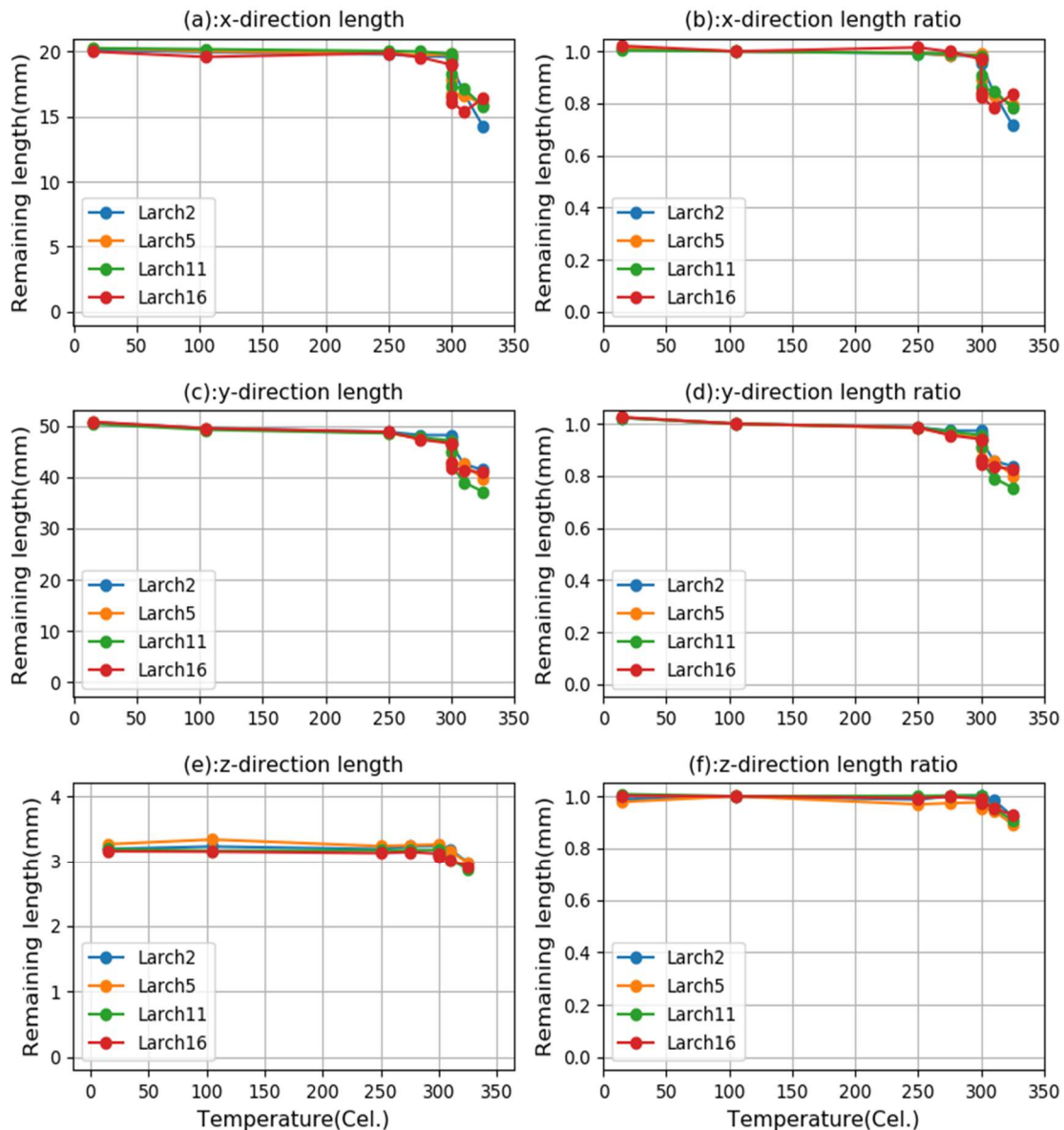
図 3-15 カラマツとスギの質量と残量比変化[57]

(3) 寸法変化

図 3-16 にスギとカラマツの試験体の寸法変化を示す。左辺は残存寸法[mm]、右辺は寸法残存率である。軸方向の寸法収縮は接線方向と半径方向より小さかった。また、スギとカラマツを比べると、スギの方は収縮が大きかった。



(a) スギの残存寸法と寸法残存率



(b) カラマツの残存寸法と寸法残存率

図 3-16 カラマツとスギの残存寸法と寸法残存率[57]

(4) 収縮係数の計算

測定した質量と寸法 Δx から、式(3-72)~(3-73)から反応転化率 a と収縮率 S を計算する。

$$S = 1 - \frac{\Delta x}{\Delta x_{ini}} \quad (3-72)$$

$$a = 1 - r \quad (3-73)$$

式(3-72)と式(3-73)を式(3-74)に代入すると、反応転化率 a と収縮率 S は以下の関係があることが分かる。

$$S = \eta a^2 \quad (3-74)$$

つまり、横軸を転化率 a 、縦軸を収縮率 S として測定値をプロットして二次関数で回帰すると、各方向の収縮係数 η を求めることができる。

図 3-17 にスギとカラマツの転化率-収縮率関係を示す。スギの回帰結果では、年輪の半径方向と接線方向の収縮係数がそれぞれ 0.58 と 0.69 である。木軸方向の収縮係数は 0.13 であり、年輪方向の係数の約四分の一である。

カラマツの収縮係数では、年輪の半径方向と接線方向の収縮係数はそれぞれ 0.72 と 0.69 であり、ほぼ一致している。また、軸方向の収縮係数は 0.22 である。スギと同じく、木軸方向の収縮係数が年輪方向の係数より小さい傾向が観測された。その理由は木材の微小構造によると考えられる。木材の内部構造は軸方向と平行する微小な導管で組成されるため、収縮が発生する時も年輪方向は軸方向より収縮しやすい[58]。その結果、年輪方向および接線方向の収縮係数は木軸方向より大きくなる。

年輪接線方向の収縮係数はカラマツとスギでほぼ同じであるが、年輪半径方向と軸方向の収縮係数はカラマツの方が大きい。軸方向収縮はセルロース、年輪方向の収縮はヘミセルロースとリグニンの熱分解と関連するため[56]、樹種間の収縮係数の違いは成分含量の違いによると考えられる。

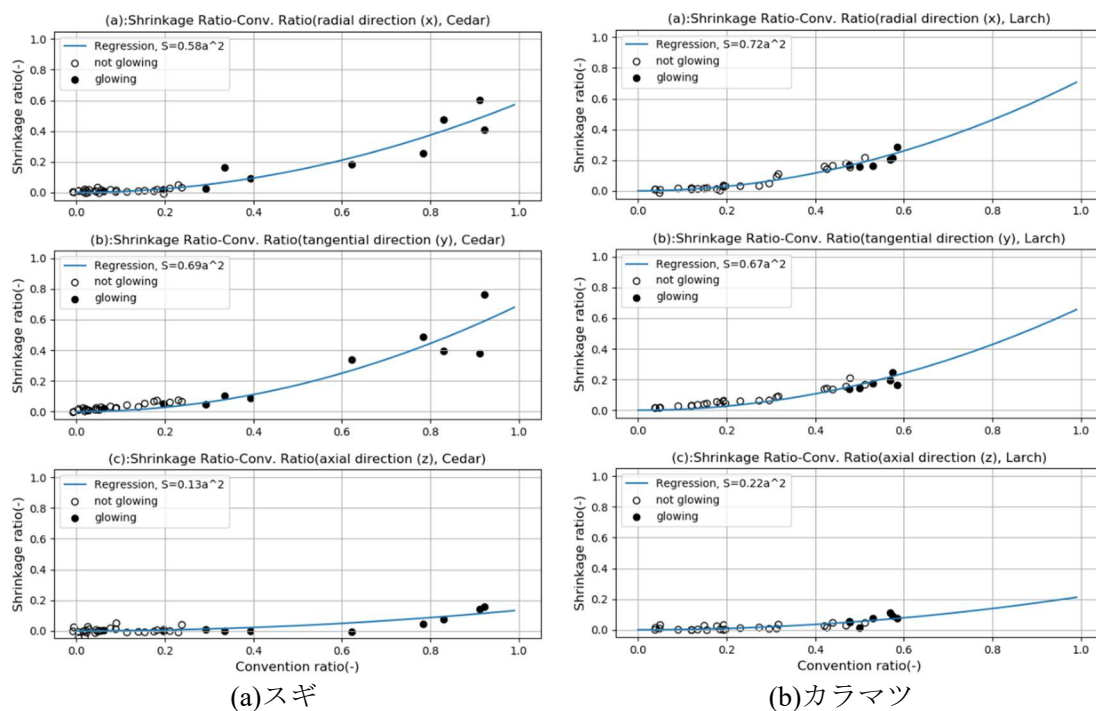


図 3-17 スギとカラマツの転化率-収縮率関係[57]

3.13 亀裂形状

2 章で亀裂をモデリングする際には、亀裂の深さ-幅比と亀裂間隔が必要である。本節では、亀裂深さ-幅比と亀裂間隔の測定結果を示す。また、本節(3.13)の内容は、著者らが日本火災学会研究発表会で発表した内容[59]の一部及び著者の修士論文[60]の時にに行った測定の結果の一部を基に加筆して作成したものである。

茶谷ら[61]が行ったカラマツ集成材コーンカロリメーター(CCM)加熱実験で使用した厚さ 50mm のカラマツ集成材の試験後の試験体を使用し、試験体表面の亀裂寸法を測定した。試験体の加熱面面積は 100×100mm と 50×100mm 二種類である。また、加熱面は柾目と板目の 2 種類である。図 3-18 に茶谷の研究で使用した試験体の写真を示す。

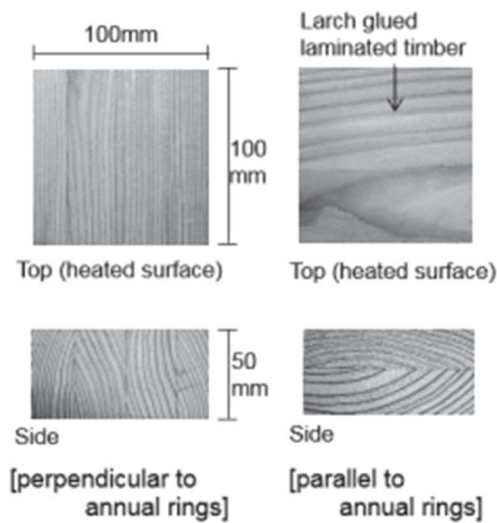


図 3-18 茶谷らの実験で使用了試験体 (文献[61]から引用)

茶谷らの実験では、試験体をそれぞれ 50、30、20、15、15→8.7、15→0kW/m² (途中で加熱強度変更)の 6 種類の加熱強度で加熱した。また、30、20、15、15→8.7 の加熱強度に対しては加熱時間が約 1000 秒の違いがある 2 回の実験を行った。例として図 3-19 に加熱面が柾目、加熱強度が 20kW/m²、加熱時間が長い試験体(以下、m-20-L で表記)の加熱後の様子を示す。試験体の表面では試験体を貫通する三つの亀裂が存在した。また、実験では加熱後に試験体を中心部から切断したため、亀裂が左辺と右辺に分かれている。

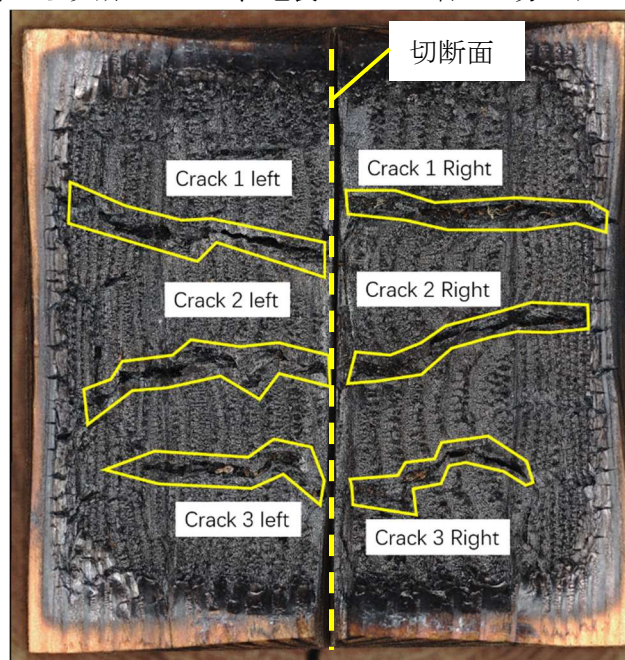


図 3-19 茶谷の実験[61]で使用了加熱後の試験体例(m-20-L 試験体) [60]

3D 形状測定機を用いて全ての試験体を表面から 3D スキャンして、作成した 3D モデルから試験体表面の亀裂深さ、亀裂幅と亀裂間隔を測定した。亀裂深さは亀裂外部の平坦位置から亀裂最深部までの距離である。亀裂幅は亀裂両端開口の距離である。亀裂間隔はある亀裂から隣接亀裂までの距離である。亀裂深さと亀裂幅を測定する際は一つの亀裂に対して約 5 回の測定を行い、平均値を用いて亀裂深さ-幅を求めた。亀裂間隔を測定する際も

一組の亀裂に対して多数回(約5回)の測定を行い、平均値をこの一組の亀裂の間隔とする。

表 3-15 に測定で得られた亀裂深さ-幅比を示す。ここで、実験名を加熱面種類-加熱強度(加熱時間)の形で表す。ただし、加熱強度が 15→8.7 と 15→0 の試験体は 8.7 と 0 として標記する。加熱面が板目の試験体は i、加熱面が柁目の試験体は m とする。全ての試験体で測定した亀裂深さ-幅比の全体の平均値 $\bar{\beta}$ は、3.957 である。

表 3-15 亀裂深さ-幅比の測定結果[60]

実験名	i-0	i-8.7(L)	i-8.7(S)	m-8.7(L)	m-8.7(S)
亀裂深さ-幅比平均値	3.500	2.845	2.531	#N/A	3.314
実験名	i-15(L)	i-15(S)	m-15(L)	m-15(S)	i-20(L)
亀裂深さ-幅比平均値	3.597	2.871	6.268	4.162	2.948
実験名	i-20(S)	m-20(L)	m-20(S)	i-30(L)	i-30(S)
亀裂深さ-幅比平均値	4.827	3.124	2.623	5.565	5.486
実験名	m-30(L)	m-30(S)	i-50	m-50	
亀裂深さ-幅比平均値	4.308	4.761	4.481	4.013	

表 3-16 に測定で得られた亀裂間隔を示す。ただし、多数の実験の試験体は亀裂個数が非常に少ないため、ここでは加熱強度が 20 と 30kW/m²の試験体のみを亀裂間隔の計算で使用した。使用した試験体での亀裂間隔の平均値 \bar{L}_5 は 21.142mm である。

表 3-16 亀裂間隔の測定結果[60]

実験名	i-20(L)	i-20(S)	m-20(L)	m-20(S)
亀裂間隔平均値(mm)	22.533	20.581	19.203	22.435
実験名	i-30(L)	i-30(S)	m-30(L)	m-30(S)
亀裂間隔平均値(mm)	18.258	19.768	24.671	21.683

2章で提案した解析モデルを用いて解析を行う際は、表 3-15 と表 3-16 に示した亀裂深さ-幅比の平均値($\bar{\beta} = 3.957$)と亀裂間隔($\bar{L}_5 = 21.142\text{mm}$)を使用する。

3.14 炭化、亀裂と変色位置

炭化の進行により木質部材の残量比が減少するため、残量比を用いて炭化、亀裂と変色を判断することが可能である。つまり、残量比がある数値以下になると変色、亀裂または炭化が発生すると考える。

炭化完了時の残量比は、熱重量分析(TGA)の結果から推定する。図 3-20 にカラマツ粉末の熱重量分析の結果[49]を示す。熱分解は 200°C付近で急激になり、380°Cまでは残量比が約 0.25 まで下がった。その後、残量比の減少速度が遅くなった。残量比変化曲線の折れ曲がり点に対応する残量比を炭化完了時の残量比として分析する。

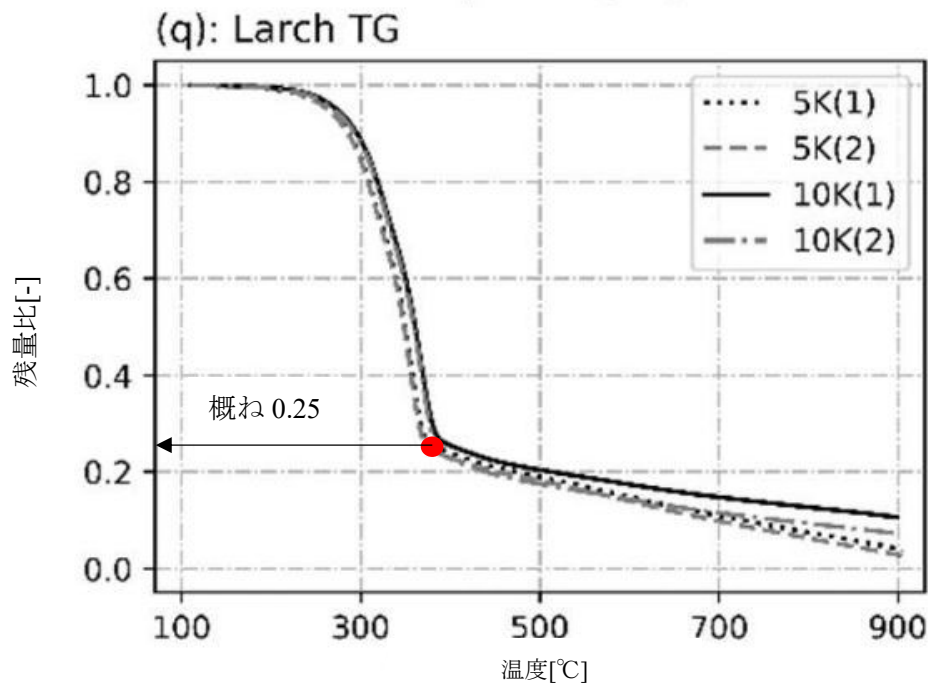


図 3-20 カラマツ TG 結果[49]

亀裂位置の境界残量比は、2 章に示した寸法収縮計算式から導出する。図 3-21 に表面で亀裂がある木質部材の写真を示す。試験体の亀裂先端と試験体の全長の測定結果によると、試験体の亀裂先端位置での幅は試験体全長の約 1%であることが示された。



図 3-21 試験体寸法と亀裂寸法

ここで、上記の関係を用いて、亀裂先端の残量比を判断する。ただし、 η は収縮に関する係数である。例えば、カラマツ半径方向の係数($\eta = 0.72$)を使用する場合、亀裂先端位置が対応する残量比は 0.882 である。

$$0.99 = 1 - \eta(1 - r_{crack})^2$$

$$\rightarrow r_{crack} = 1 - \sqrt{\frac{0.01}{\eta}} \quad (3-75)$$

変色位置は亀裂位置と同様に残量比を用いて判断する。熱分解が発生し始めると変色が発生するため、変色の境界を残量比の変動が始めた直後の $r = 0.99$ を変色開始残量比とする。

変色開始、亀裂先端と炭化完了の残量比が決定した後、式(3-76)から計算時の変色、亀裂と炭化深さを算出できる。

$$L = L_0 - \sum_i^N \Delta x_i \quad (3-76)$$

ただし、 L_0 は計算対象とする試験体の長さ、 i は(変色、亀裂と炭化の)境界位置の格子番号、 N は非加熱面側の格子番号、 Δx_i は格子長さである。

3.15 燃焼の開始と終了条件

3.15.1 有炎燃焼

燃焼が発生する際は燃料、酸素と熱源が必要となる。熱分解ガスの有炎燃焼の場合、燃料となる熱分解ガスが外気と接触して、さらに温度が一定以上にならないと着火できない。亀裂が発生すると試験体内部の熱分解ガスが直接に外部に排出されて、外気の酸素と接触し、燃焼する。そのため、計算する際は解析格子に亀裂が発生し、かつ解析格子の温度が着火温度であれば有炎燃焼が発生すると判断した。着火温度はコーンカロリメーター実験[62]で測定した板目材と柱目材の平均着火温度である 350°Cを使用する。

第 2 章で述べた通り、有炎燃焼の速度は熱分解ガスの生成速度と等しくなるように設定した。そのため、揮発性成分の熱分解が終了して熱分解ガスの生成が停止する際、有炎燃焼も停止するとした。

3.15.2 赤熱燃焼

茶谷らは[61]は不揮発性成分(炭)の赤熱燃焼の開始と停止について検討した。彼らは、コーンカロリメーターでカラマツ集成材試験体を加熱し、炭化後の試験体の赤熱速度、赤熱開始温度と赤熱停止温度を調べた。その結果、赤熱開始温度の最低値は 366°C、停止温度の最低値は 166°Cである。ここでは茶谷らが測定した赤熱開始温度と停止温度をそのまま用いた。燃焼開始温度と燃焼停止温度は異なるため、計算する時に残量比を用いて現在の状態は赤熱燃焼開始前、赤熱燃焼中または赤熱燃焼終了後のいずれかを判断することが必要となる。

- ・赤熱燃焼の開始温度は高く、揮発性成分の主な熱分解反応が終了した後に発生する。そのため、温度が赤熱開始温度より低く、さらに熱分解反応がまだ急激に進行している位置では赤熱燃焼開始前の状態と考えられる。
- ・赤熱燃焼が開始した後は、外部環境の温度により該当格子の温度が上昇、または下降することが可能となる。該当格子の温度が赤熱終了温度以上、かつ残量比は不揮発性成分が対応する残量比以下となれば、赤熱燃焼が継続しているとする。
- ・格子の温度が赤熱停止温度以下になれば、赤熱燃焼が停止したとする。

3.16 吸着・脱着係数

第 2 章では吸着・脱着速度を水蒸気分圧と平衡蒸気圧の差および現在の含水率と比例するように設定した。計算する際は比例係数**b**が必要である。ここでは比例係数の推定方法について述べる。

微小な試験体を考えると移流、拡散がない場合の吸着・脱着速度を式(3-77)のように表すことができる。圧力差分項が正の時に脱着を表し、圧力差分項が負の時に吸着を表す。

また、第2章では式の左辺を吸着・脱着速度 θ で表示したが、吸着・脱着速度は含水率の変化速度であるため、ここでは含水率変化率 $d\rho_{H_2O_l}/dt$ で表した。

$$-\frac{d\tilde{\rho}_{H_2O_l}}{dt} = b\tilde{\rho}_{H_2O_l}(P_{equ,H_2O_g} - P_{H_2O_g}) \quad (3-77)$$

ただし、 P_{equ,H_2O_g} は平衡蒸気圧[Pa]、 $P_{H_2O_g}$ は導管内の水蒸気分圧[Pa]である。

式の両辺を木質部材の全乾密度で割ると、式(3-78)になる。ただし、 $W_{H_2O_l}$ は重量含水率[kg/kg]である。

$$-\frac{dW_{H_2O_l}}{dt} = bW_{H_2O_l}(P_{equ,H_2O_g} - P_{H_2O_g}) \quad (3-78)$$

式(3-78)は含水率 $W_{H_2O_l}$ に対する常微分方程式である。全過程において b と $(P_{equ,H_2O_g} - P_{H_2O_g})$ いずれも一定となれば、式(3-79)のように含水率を表すことができる。

$$W_{H_2O_l} = \exp [b(P_{H_2O_g} - P_{equ,H_2O_g})t + a] \quad (3-79)$$

ただし、 a は積分定数である。つまり、まずは初期状態の含水率を式(3-79)に代入して a を求め、その後に含水率履歴および初期状態の水蒸気分圧と平衡蒸気圧の差を代入すると、係数 b を推定できる。平衡蒸気圧と水蒸気分圧の差は実際には一定ではないが、一定値にならないと計算できないため推定する際は近似的に一定値として考える。

ここで、木村らが行われた実験[63]の結果を用いて係数 b の推定を行う。木村らは、 $100 \times 100 \times 5\text{mm}$ のスギ心材試験体をそれぞれ水、NaCl 飽和水溶液とともに各種温度の密閉容器で養生した。養生後では養生時と同様な温度の環境でシリカゲルを用いて除湿した環境で脱湿した。脱湿をする時に試験体の重量を測定し、試験体の全乾質量から含水率に換算した。試験体の寸法は比較的小さいため、移流・拡散による水分移動が少なく、式(3-77)の仮定と近いと推定される。

表 3-17 に木村らの実験で養生と脱湿を行った時の容器内湿度と温度を示す。試験名は、加熱温度-含水量の方法で表した。記号 A は気乾状態で普通の含水率、H は高含水率の試験体を表す。

表 3-17 木村ら[63]の実験で養生と脱湿を行った時の容器内湿度と温度

試験名	養生/脱湿温度	養生相対湿度[-]	脱湿相対湿度[-]
25-A	25°C	0.752	0.3~0.35
25-H	25°C	1	0.3~0.35
60-A	60°C	0.745	0.1
60-A'	60°C	0.745	0.1
60-H	60°C	1	0.3~0.35
90-A	90°C	0.735	0.05
90-H	90°C	0.735	0.05

また、図 3-22 に木村らが測定した含水率経時変化を示す。

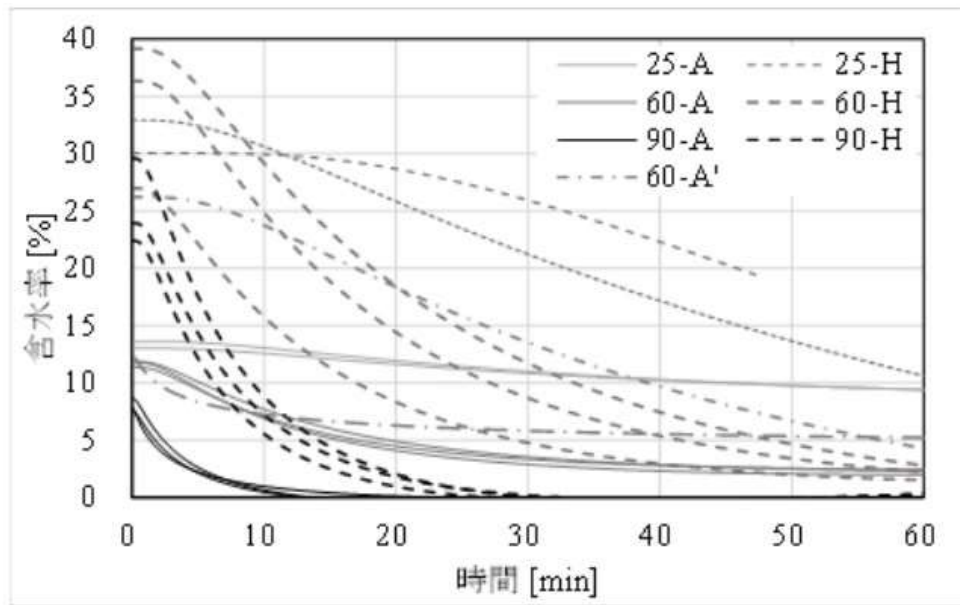


図 3-22 木村らの実験で測定した乾燥時の試験体含水率変化(出典：[63])

推定をする時に P_{equ,H_2O_g} と $P_{H_2O_g}$ を決める必要がある。正確な計算では水蒸気分圧の測定値を用いて各時刻の $P_{H_2O_g}$ を決定し、試験体の吸着等温線と各時刻の含水率から平衡蒸気圧を計算する必要があるが、試験体内部の水蒸気分圧の経時変化を測定することがほぼ不可能であるため、ここでは若干の簡略化を行って近似的に推定する。試験体内部の水蒸気分圧 $P_{H_2O_g}$ は常に初期状態と等しいとし、また、平衡蒸気圧 P_{equ,H_2O_g} は脱湿炉内の外気環境での水蒸気分圧と等しくようにする。養生温度と脱湿温度は等しいため、上記の簡略を行うことにより、式(3-80)の中にある圧力の差は飽和蒸気圧に養生と脱湿時の相対湿度の差で表すことができる。

$$P_{H_2O_g} - P_{equ,H_2O_g} = P_{sat}(T) * (RH_{wet} - RH_{dry}) \quad (3-80)$$

ただし、 $P_{sat}(T)$ は温度 T での飽和蒸気圧[Pa]、 RH_{wet} は養生時の相対湿度[-]、 RH_{dry} は脱湿時の相対湿度[-]である。式(3-80)を式(3-79)に代入した結果、含水率の経時変化は式(3-81)で表すことができる。

$$W_{H_2O_t} = \exp [bP_{sat}(T)(RH_{wet} - RH_{dry})t + a] \quad (3-81)$$

図 3-22 から含水率データを読み取り、係数 b の推定を行う。ただし、25-A、60-A と 90-A の実験で測った多数回の含水率変化はほとんど同じであるため、毎種類の条件での多数回実験を一回としてデータを読み取った。読み取った時刻 $t = 0$ のデータから積分定数 a を計算し、その後計算値と実験値の残差二乗和が最小になるように含水率を推定する。図 3-23 に推定した係数 b から計算した含水率結果を示す。比較のため図 3-22 から読み取った実験値も併せて示す。そのうち、点線は計算値、実線は実験値である。実験データ数が多数あるため、実験時の温度により分類して示す。

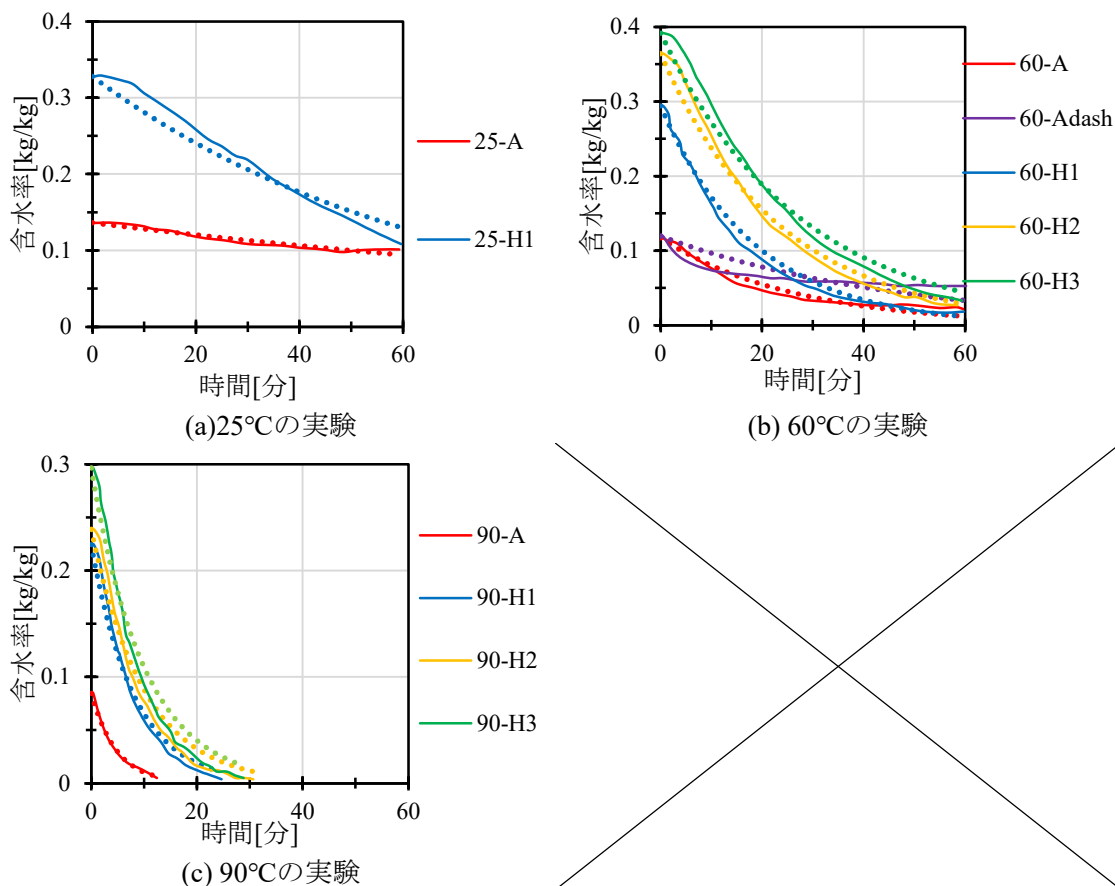


図 3-23 含水率実験値と計算結果(実線：木村ら[63]による実験値、点線：計算結果)

表 3-18 に各実験で推定された係数 b の結果をまとめて示す。各回の実験で推定された係数には一定のばらつきがあるが、数値のオーダーは概ね 10^{-8} になっている。また、係数 b の各温度区間の平均値は温度が高いほど減少する傾向が認められた。しかし、実験値のデータはグラフから読み取ったため一定の誤差が存在し、かつ温度-係数 b のデータ数が少ないため、表 3-18 のデータから係数 b の温度依存性を明確に導出することができない。計算をする際は全体の平均値を使用し、 $b = 5.14 \times 10^{-8}$ とした。

表 3-18 各実験で推定された係数 b 結果まとめ

実験名	係数 b	各温度区間の平均	全体の平均
90-A	7.28×10^{-8}	$3.84 \times 10^{-8} \pm 2.00 \times 10^{-8}$	$5.14 \times 10^{-8} \pm 2.73 \times 10^{-8}$
90-H1	3.09×10^{-8}		
90-H2	2.50×10^{-8}		
90-H3	2.50×10^{-8}		
60-A	4.90×10^{-8}	$4.30 \times 10^{-8} \pm 5.99 \times 10^{-9}$	
60-Adash	4.24×10^{-8}		
60-H1	5.00×10^{-8}		
60-H2	3.96×10^{-8}		
60-H3	3.39×10^{-8}	$9.84 \times 10^{-8} \pm 2.23 \times 10^{-8}$	
25-A	7.61×10^{-8}		
25-H1	1.21×10^{-8}		

3.17 本章のまとめ

本章では第 2 章で提案した火災加熱を受ける木質部材の熱物質移動解析モデルの計算で使用する比熱、熱伝導率、拡散係数などの各種物性値の決定方法を述べた。多数の物性値は、温度依存性があるものを使用した。

第 3 章 参考文献

- [1] F. Dunlap, “The specific heat of wood,” 1912.
- [2] 高橋洋一, “炭素の熱的性質,” 炭素, vol. 65, pp. 53–59, 1971.
- [3] X. Zhang, G. Li, and L. Shi, *ReGong JiChu (Introduction to Thermal Engineering, in Chinese)*. Beijing: Higher education press, 2015.
- [4] B. Fredlund, “A model for heat and mass transfer in timber structures during fire: a theoretical, numerical and experimental study,” 1988.
- [5] M. Z. Naser, “Properties and material models for common construction materials at elevated temperatures,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 215, pp. 192–206, 2019, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2019.04.182.
- [6] B. Adl-Zarrabi, L. Boström, and U. Wickström, “Using the TPS method for determining the thermal properties of concrete and wood at elevated temperature,” *Fire Mater.*, vol. 30, no. 5, pp. 359–369, 2006, doi: 10.1002/fam.915.
- [7] N. Bénichou and M. A. Sultan, “Thermal properties of lightweight-framed construction components at elevated temperatures,” *Fire Mater.*, vol. 29, no. 3, pp. 165–179, 2005, doi: 10.1002/fam.880.
- [8] W. Wijayanti, “The physical properties (enthalpy and thermal conductivity) of mahogany wood induced by pyrolysis temperature process,” *Appl. Mech. Mater.*, vol. 664, pp. 215–220, 2014, doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.664.215.
- [9] E. Steau and M. Mahendran, “Elevated temperature thermal properties of fire protective boards and insulation materials for light steel frame systems,” *J. Build. Eng.*, vol. 43, no. April 2020, p. 102571, 2021, doi: 10.1016/j.jobbe.2021.102571.
- [10] European Committee for Standardization, *Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design*. 2004.
- [11] G. Thomas, “Fire resistance of light timber framed walls and floors.,” University of Canterbury, 1996.
- [12] M. Janssens, “Thermo-physical Properties for Wood Pyrolysis Models,” in *Pacific Timber Engineering Conference*, 1994, pp. 607–618.
- [13] R. M. Knudson and A. P. Schniewind, “Performance of Structural Wood Members Exposed To Fire.,” *For. Prod. J.*, vol. 25, no. 2, pp. 23–32, 1975.
- [14] A. Frangi, “Brandverhalten von Holz-Beton-Verbunddecken,” ETH zurich, 2001. doi: <https://doi.org/10.3929/ethz-a-004273454>.
- [15] J. R. Mehaffey, P. Cuerrier, and G. Carisse, “A model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood-stud walls exposed to fire,” *Fire Mater.*, vol. 18, no. 5, pp. 297–305, 1994, doi: 10.1002/fam.810180505.
- [16] T. Z. Harmathy, “Properties of Building Materials at Elevated Temperatures,” *Natl. Res. Counc. Canada*, no. 1080, 1983.

- [17] 大内富夫, “木材の高温時の熱伝導率,” 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 785–786, 1987.
- [18] R. Krishna, “A unified approach to the modelling of intraparticle diffusion in adsorption processes,” *Gas Sep. Purif.*, vol. 7, no. 2, pp. 91–104, 1993, doi: 10.1016/0950-4214(93)85006-H.
- [19] 中戸莞二, “木材の空隙構造,” 材料, vol. 22, no. 241, pp. 27–31, 1973.
- [20] S. G. Jennings, “The mean free path in air,” *J. Aerosol Sci.*, vol. 19, no. 2, pp. 159–166, 1988, doi: 10.1016/0021-8502(88)90219-4.
- [21] 原田和典, “耐火試験におけるコンクリートの温度上昇の予測に関する研究,” 京都大学, 1994. doi: <https://doi.org/10.11501/3075942>.
- [22] R. Pečenko, S. Svensson, and T. Hozjan, “Modelling heat and moisture transfer in timber exposed to fire,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 87, pp. 598–605, 2015, doi: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.04.024.
- [23] H. L. Frandsen, “Selected Constitutive Models for Simulating the Hygromechanical Response of Wood,” 2007.
- [24] S. J.F., “Wood: influence of moisture on physical properties,” Virginia Polytechnic Institute and State University, 1995.
- [25] E. N. Fuller, P. D. Schettler, and J. C. Giddings, “A new method for prediction of binary gas-phase diffusion coefficients,” *Ind. Eng. Chem.*, vol. 58, no. 5, pp. 18–27, 1966, doi: 10.1021/ie50677a007.
- [26] R. Krishna and J. A. Wesselingh, “Review article number 50: The Maxwell-Stefan approach to mass transfer,” *Chemical Engineering Science*, vol. 52, no. 6, pp. 861–911, 1997. doi: 10.1016/S0009-2509(96)00458-7.
- [27] D. J.B. and T. H.L., “An experimental study of three component gas diffusion,” *AIChE J.*, vol. 8, no. 1, pp. 38–41, 1962, doi: 10.4324/9781315458090.
- [28] T. Imam and S. Capareda, “Characterization of bio-oil, syn-gas and bio-char from switchgrass pyrolysis at various temperatures,” *J. Anal. Appl. Pyrolysis*, vol. 93, pp. 170–177, 2012, doi: 10.1016/j.jaap.2011.11.010.
- [29] “Gases-Dynamic Viscosity,” *The Engineering Toolbox*. https://www.engineeringtoolbox.com/gases-absolute-dynamic-viscosity-d_1888.html
- [30] Y. Li, B. Y. Lattimer, and S. W. Case, “Measurement and modelling of thermal and physical properties of wood construction materials,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 284, p. 122780, 2021, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2021.122780.
- [31] M. Plötze and P. Niemz, “Porosity and pore size distribution of different wood types as determined by mercury intrusion porosimetry,” *Eur. J. Wood Wood Prod.*, vol. 69, no. 4, pp. 649–657, 2011, doi: 10.1007/s00107-010-0504-0.
- [32] A. Rabbani and S. Jamshidi, “Specific surface and porosity relationship for sandstones for prediction of permeability,” *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, vol. 71, pp. 25–32, 2014, doi: 10.1016/j.ijrmms.2014.06.013.
- [33] P. B. Bamforth, “The relationship between permeability coefficients for concrete obtained using liquid and gas,” *Mag. Concr. Res.*, vol. 39, no. 138, pp. 3–11, 1987, doi: 10.1680/macr.1987.39.138.3.
- [34] 孫安陽, 牧野翔馬, 原田和典, 仁井大策, “Equilibrium Moisture Content and and Elongation Ratio of Wood after High Temperature Heating,” 日本建築学会環境系論文集, vol. 89, no. 816,

- pp. 57–68, 2024.
- [35] I. Langmuir, “The adsorption of gases on plane surfaces of glass, mica and platinum,” *J. Am. Chem. Soc.*, vol. 40, no. 9, pp. 1361–1403, 1918.
- [36] S. J. Gregg and K. S. W. Sing, *Adsorption, surface area, and porosity*. Academic Press, 1982.
- [37] S. Brunauer, P. H. Emmett, and E. Teller, “Adsorption of Gases in Multimolecular Layers,” *J. Am. Chem. Soc.*, vol. 60, no. 2, pp. 309–319, 1938.
- [38] R. B. Anderson, “Modifications of the Brunauer, Emmett and Teller Equation,” *J. Am. Chem. Soc.*, vol. 68, no. 4, pp. 686–691, 1946.
- [39] S. G. Chen and R. T. Yang, “Theoretical Basis for the Potential Theory Adsorption Isotherms. The Dubinin–Radushkevich and Dubinin–Astakhov Equations,” *Langmuir*, vol. 10, no. 11, pp. 4244–4249, 1994, doi: 10.1021/la00023a054.
- [40] B. Krupinska, I. Strømmen, Z. Pakowski, and T. M. Eikevik, “Modeling of sorption isotherms of various kinds of wood at different temperature conditions,” *Dry. Technol.*, vol. 25, no. 9, pp. 1463–1470, 2007, doi: 10.1080/07373930701537062.
- [41] E. Arthur, M. Tuller, P. Moldrup, M. H. Greve, M. Knadel, and L. W. de Jonge, “Applicability of the Guggenheim–Anderson–Boer water vapour sorption model for estimation of soil specific surface area,” *Eur. J. Soil Sci.*, vol. 69, no. 2, pp. 245–255, 2018, doi: 10.1111/ejss.12524.
- [42] L. G. Esteban, P. de Palacios, F. G. Fernández, A. Guindeo, and N. N. Cano, “Sorption and thermodynamic properties of old and new *Pinus sylvestris* wood,” *Wood Fiber Sci.*, vol. 40, no. 1, pp. 111–121, 2008.
- [43] Z. B. Maroulis, E. Tsami, D. Marinos-Kouris, and G. D. Saravacos, “Application of the GAB model to the moisture sorption isotherms for dried fruits,” *J. Food Eng.*, vol. 7, no. 1, pp. 63–78, 1988, doi: 10.1016/0260-8774(88)90069-6.
- [44] P. Virtanen *et al.*, “SciPy 1.0: fundamental algorithms for scientific computing in Python,” *Nat. Methods*, vol. 17, no. 3, pp. 261–272, 2020, doi: 10.1038/s41592-019-0686-2.
- [45] W. Wagner and A. Pruss, “International Equations for the Saturation Properties of Ordinary Water Substance. Revised According to the International Temperature Scale of 1990.,” *J. Phys. Chem. Ref. Data*, vol. 22, no. 3, pp. 783–787, 1993, doi: 10.1063/1.555926.
- [46] C. Lautenberger and C. Fernandez-Pello, “A model for the oxidative pyrolysis of wood,” *Combust. Flame*, vol. 156, no. 8, pp. 1503–1513, 2009, doi: 10.1016/j.combustflame.2009.04.001.
- [47] Y. Zhang, L. Zhang, X. Liu, and J. Mo, *Jianzhu Huanjing Chuanzhixue (Mass Transfer in Building Environment, in Chinese)*, 1st ed. Beijing: China Architecture and Building Press, 2006.
- [48] E. S. Freeman and B. Carroll, “The application of thermoanalytical techniques to reaction kinetics. The thermogravimetric evaluation of the kinetics of the decomposition of calcium oxalate monohydrate,” *Journal of Physical Chemistry*, vol. 62, no. 4, pp. 394–397, 1958. doi: 10.1021/j150562a003.
- [49] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, 山口純一, “各種木材の熱分解速度の測定と反応速度パラメータの推定,” *日本火災学会論文集*, vol. 71, no. 2, 2021.
- [50] H. Chen, W. Zhao, and N. Liu, “Thermal analysis and decomposition kinetics of Chinese forest peat under nitrogen and air atmospheres,” in *Energy and Fuels*, 2011, vol. 25, no. 2, pp. 797–803. doi: 10.1021/ef101155n.
- [51] A. W. COATS and J. P. REDFERN, “Kinetic Parameters from Thermogravimetric Data,” *Nature*,

- vol. 201, no. 4914, pp. 68–69, 1964, doi: 10.1038/201068a0.
- [52] C. Zhao, E. Jiang, and A. Chen, “Volatile production from pyrolysis of cellulose, hemicellulose and lignin,” *J. Energy Inst.*, vol. 90, no. 6, pp. 902–913, 2017, doi: 10.1016/j.joei.2016.08.004.
- [53] J. Y. Yeo, B. L. F. Chin, J. K. Tan, and Y. S. Loh, “Comparative studies on the pyrolysis of cellulose, hemicellulose, and lignin based on combined kinetics,” *J. Energy Inst.*, vol. 92, no. 1, pp. 27–37, 2019, doi: 10.1016/j.joei.2017.12.003.
- [54] X. Wang *et al.*, “Thermogravimetric kinetic study of agricultural residue biomass pyrolysis based on combined kinetics,” *Bioresour. Technol.*, vol. 219, pp. 510–520, 2016, doi: 10.1016/j.biortech.2016.07.136.
- [55] M. G. Grønli, G. Várhegyi, and C. Di Blasi, “Thermogravimetric analysis and devolatilization kinetics of wood,” *Ind. Eng. Chem. Res.*, vol. 41, no. 17, pp. 4201–4208, 2002, doi: 10.1021/ie0201157.
- [56] K. O. Davidsson and J. B. C. Pettersson, “Birch wood particle shrinkage during rapid pyrolysis,” *Fuel*, vol. 81, no. 3, pp. 263–270, 2002, doi: 10.1016/S0016-2361(01)00169-7.
- [57] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, 黒田瑛一, 茶谷友希子, “カラマツとスギの定温加熱による収縮量測定,” 日本建築学会近畿支部研究報告集, 2021.
- [58] D. K. Shen, S. Gu, K. H. Luo, and A. V. Bridgwater, “Analysis of Wood Structural Changes under Thermal Radiation,” *Energy and Fuels*, vol. 23, no. 2, pp. 1081–1088, 2009, doi: 10.1021/ef800873k.
- [59] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, “カラマツ集成材の放射加熱による表面亀裂寸法の定式化,” 日本火災学会研究発表会概要集, 2021.
- [60] 孫安陽, “数値解析による多種類木質部材の火災後の燃え止まり性能予測に関する研究,” 京都大学, 2021.
- [61] 茶谷友希子, 原田和典, 土橋常登, “カラマツ集成材の火災加熱後における炭化層の赤熱反応速度の測定,” 日本建築学会環境系論文集, vol. 82, no. 736, pp. 491–499, 2017, doi: 10.3130/aije.82.491.
- [62] A. Sun, K. Harada, and D. Nii, “Experimental research about moisture transfer, burning behaviour and charring behaviour of glue laminated larch under fire heating using cone calorimeter (Accepted 2024.1),” *Fire Technol.*, 2024.
- [63] 木村熙克, 高瀬椋, 伯耆原智世, 長谷見雄二, 鈴木達朗, “木材の脱湿速度の測定と火災時木材内部の熱水分同時移動への吸脱着現象の影響の検討,” 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2023.

第4章 数値解析手法と計算プログラム

本章では第2章で述べた支配方程式に対する数値解析手法を述べる。本モデルを計算する際は基本的には1次元の格子を用いて有限差分法で解析を行う。

本章の内容としては、まず4.1節で2章に示した各種支配方程式の離散化方法および離散化方程式を示す。4.2節では作成した計算プログラムの概要を説明し、プログラムの構成と計算の流れを示す。4.3節は計算に用いる入力条件と出力結果を示す。最後に4.4節に計算プログラムの使用例を示す。

4.1 支配方程式の離散化

本節は支配方程式の離散化手法を述べる。液水の質量保存式、個々の気体成分の質量保存式、圧力拡散方程式とエンタルピー保存式については、移流項を1次精度の風上差分、拡散項を2次精度中心差分、非定常項をオイラー法で離散化する。固体成分の質量保存式は非定常項をオイラー法で離散化する。

図4-1に離散化を行う時に使用する格子を示す。Patankar[1]に倣い、対象とする格子点を点P、左側の格子点を点W、右側の格子点を点Eとする。WとPの間の境界面をw、PとEの間の境界面をeと命名する。また、格子点Pの長さは Δx_p 、格子点WとPの間隔は Δx_w 、PとEの間隔は Δx_e とする。

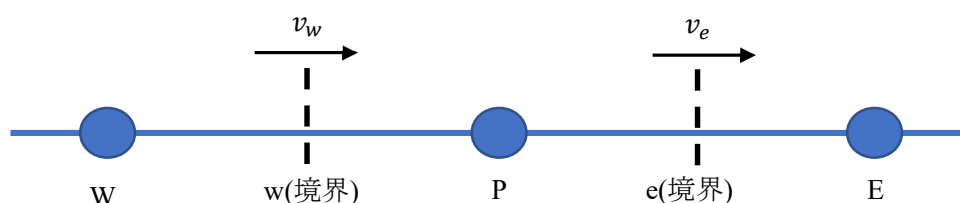


図 4-1 検討対象とする格子

また、左辺と右辺の境界面はそれぞれ図4-2と図4-3に示す。

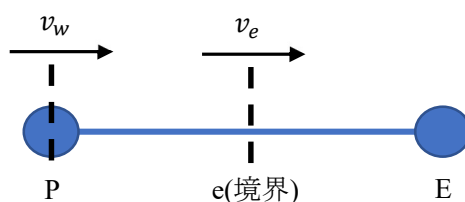


図 4-2 左辺境界面

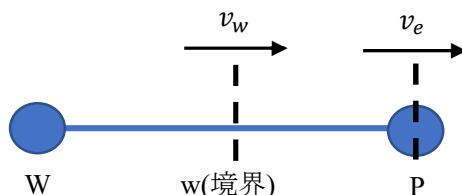


図 4-3 右辺境界面

4.1.1 一般形式の保存方程式の離散化

本研究の計算モデルで使用する液水の質量保存式、気体成分の質量保存式とエンタルピー保存式はいずれも式(4-1)に示す変数 φ に対する一般形式の保存方程式の形になっている。そのため、ここではまず一般形式の保存方程式の離散化を行い、その結果を上記の3種類の方程式に適用する。

本モデルで分析する保存則を表す一般形式の保存方程式は式(4-1)に示す。

$$\frac{\partial \rho \varphi}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho v \varphi - D \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{crack}) = \epsilon S_{\varphi} \quad (4-1)$$

また、流体全体の質量保存式は式(4-2)に示す。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \epsilon \rho v}{\partial x} = 0 \quad (4-2)$$

式(4-1)の左辺第1項の微分を展開すると式(4-3)になる。

$$\rho \frac{\partial \varphi}{\partial t} + \varphi \frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho v \varphi - D \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{crack}) = \epsilon S_{\varphi} \quad (4-3)$$

式(4-3)から式(4-2)を φ 倍したものを引くと、式(4-4)になる。上記の変形により、式(4-3)の中の $\varphi \partial \rho / \partial t$ を消去できる。

$$\rho \frac{\partial \varphi}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho v \varphi - D \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right) - \varphi \frac{\partial \epsilon \rho v}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} (m_{crack}) = \epsilon S_{\varphi} \quad (4-4)$$

式(4-4)を格子点Pに対して境界面wからeまで積分すると、式(4-5)になる。

$$\begin{aligned} \rho_P \frac{\partial \varphi}{\partial t} \Delta x_P + [(\epsilon \rho v \varphi)_e - (\epsilon \rho v \varphi)_w] - \varphi_P [(\epsilon \rho v)_e - (\epsilon \rho v)_w] + \frac{\partial}{\partial x} (m_{crack}) \\ = \left(\epsilon D \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_e - \left(\epsilon D \frac{\partial \varphi}{\partial x} \right)_w + \epsilon_P S_{\varphi, P} \Delta x_P \end{aligned} \quad (4-5)$$

式(4-6)と式(4-7)に示す通り1次精度風上差分で $(\epsilon \rho v \varphi)_e$ と $(\epsilon \rho v \varphi)_w$ を表す。また、拡散項の展開も行う。上記の変形を行うと、式(4-5)は(4-8)になる。

$$(\epsilon \rho v \varphi)_e = \varphi_P * \max[(\epsilon \rho v)_e, 0] - \varphi_E * \max[-(\epsilon \rho v)_e, 0] \quad (4-6)$$

$$(\epsilon \rho v \varphi)_w = \varphi_W * \max[(\epsilon \rho v)_w, 0] - \varphi_P * \max[-(\epsilon \rho v)_w, 0] \quad (4-7)$$

$$\begin{aligned} \rho_P \frac{\partial \varphi}{\partial t} \Delta x_P + [\varphi_P * \max[(\epsilon \rho v)_e, 0] - \varphi_E * \max[-(\epsilon \rho v)_e, 0] + \varphi_P * \max[-(\epsilon \rho v)_w, 0] \\ - \varphi_W * \max[(\epsilon \rho v)_w, 0]] - \varphi_P [(\epsilon \rho v)_e - (\epsilon \rho v)_w] + \frac{\partial}{\partial x} (m_{crack}) \\ = \frac{(\epsilon D)_e}{\Delta x_e} (\varphi_E - \varphi_P) - \frac{(\epsilon D)_w}{\Delta x_w} (\varphi_P - \varphi_W) + \epsilon_P S_{\varphi, P} \Delta x_P \end{aligned} \quad (4-8)$$

Max 計算記号の性質により、式(4-9)と式(4-10)の関係が成り立つ。そのため式(4-8)は式(4-11)に変形できる。

$$\max[(\epsilon \rho v)_e, 0] - (\epsilon \rho v)_e = \max[-(\epsilon \rho v)_e, 0] \quad (4-9)$$

$$\max[-(\epsilon \rho v)_w, 0] + (\epsilon \rho v)_w = \max[(\epsilon \rho v)_w, 0] \quad (4-10)$$

$$\begin{aligned} \rho_P \frac{\partial \varphi}{\partial t} \Delta x_P + (\varphi_P - \varphi_E) * \left(\max[-(\epsilon \rho v)_e, 0] + \frac{(\epsilon D)_e}{\Delta x_e} \right) + (\varphi_P - \varphi_W) \\ * \left(\max[(\epsilon \rho v)_w, 0] + \frac{(\epsilon D)_w}{\Delta x_w} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{crack}) = \epsilon_P S_{\varphi, P} \Delta x_P \end{aligned} \quad (4-11)$$

差分法で式(4-11)の非定常項を展開し、非定常項以外の変数 φ に現在の時刻の値を用いると、式(4-11)が(4-12)になる。ただし、上付き文字の1と0はそれぞれ新しい時刻と現在の時刻の値を表す。

$$\begin{aligned}
\rho_P \frac{\Delta x_P}{\Delta t} \varphi_P^1 + (\varphi_P^1 - \varphi_E^1) * \left(\max[-(\epsilon \rho v)_e, 0] + \frac{(\epsilon D)_e}{\Delta x_e} \right) + (\varphi_P^1 - \varphi_W^1) \\
* \left(\max[(\epsilon \rho v)_w, 0] + \frac{(\epsilon D)_w}{\Delta x_w} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{crack}) \\
= \epsilon_P S_{\varphi, P} \Delta x_P + \rho \frac{\Delta x_P}{\Delta t} \varphi_P^0
\end{aligned} \tag{4-12}$$

温度、全圧(絶対圧力)、質量分率などの多くの物理量を計算する際は、その物理量が常に正であることを保つ必要がある。その制限を破ると例えばマイナスの質量分率など、物理的にはあり得ない結果が得られる。計算の安定性を保証するため、ここでは Patankar の方法[1]に従い、式(4-12)に示した生成項 $S_{\varphi, P}$ を線形化して、変数 φ が常に正となるように制限を追加する。式(4-13)のように、生成項 S_{φ} を分解する。ただし、 $S_{C, P}$ は生成項 $S_{\varphi, P}$ の正の部分であり、 $S_{P, P}$ は生成項 $S_{\varphi, P}$ の負の部分に φ_P^0 を割ったものである。下付き文字の一つ目の C または P は生成項の名前、二つ目の P は格子の番号の意味である。

$$S_{\varphi, P} = S_{C, P} + S_{P, P} \varphi_P^0 \tag{4-13}$$

亀裂から流入する各種流量に関しては、第 2 章で述べたモデリング手法により通常は式(4-14)のように表すことができる。

$$-\frac{\partial}{\partial x} (m_{crack}) = \alpha (\varphi_P^1 - \varphi_{crack}^0) \tag{4-14}$$

ただし、 α は係数であり、計算する流量の種類(熱流、物質流など)によって変化する。 φ_{crack}^0 は亀裂内での変数値である。式(4-13)と(4-14)を式(4-12)に代入し、更に離散化方程式の形でまとめると、式(4-15)になる。

$$a_P \varphi_P^1 + a_E \varphi_E^1 + a_W \varphi_W^1 = b \tag{4-15}$$

ただし、

$$a_E = -\max[-(\epsilon \rho v)_e, 0] - \frac{(\epsilon D)_e}{\Delta x_e} \tag{4-16}$$

$$a_W = -\max[(\epsilon \rho v)_w, 0] - \frac{(\epsilon D)_w}{\Delta x_w} \tag{4-17}$$

$$a_P = \rho_P \frac{\Delta x_P}{\Delta t} - a_E - a_W - \epsilon_P S_P \Delta x_P + \alpha \tag{4-18}$$

$$b = \epsilon_P S_C \Delta x_P + \rho_P \frac{\Delta x_P}{\Delta t} \varphi_P^0 + \alpha \varphi_{crack}^0 \tag{4-19}$$

$$S_{C, P} = \begin{cases} S_{\varphi, P} & (\text{where } S_{\varphi, P} \geq 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \tag{4-20}$$

$$S_{P, P} = \begin{cases} S_{\varphi, P} / \varphi_P^0 & (\text{where } S_{\varphi, P} < 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \tag{4-21}$$

格子点 P が図 4-2 と図 4-3 に示す左側と右側の境界位置にある場合、境界面の流れを境界条件で表す必要がある。その際、境界条件で表示した境界面流量の位置により、適宜に式(4-15)での a_E または a_W 項を変換すればよい。

4.1.2 液水の質量保存式

液水の質量保存式は式(4-22)に示す。式(4-22)は、一般形式の保存方程式の中の $\varphi = \tilde{\rho}_{liq}$ 、 $v = v_{liq}$ 、 $\rho = 1$ 、 $D = D_{liq}$ 、 $S_{\varphi} = S_{liq}$ として、亀裂関連項を $\alpha = 0$ としたものである。

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{liq}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon (\tilde{\rho}_{liq} v_{liq} - D_{liq} \frac{\partial \tilde{\rho}_{liq}}{\partial x}) = \epsilon S_{liq} \tag{4-22}$$

上記の関係を一般形式の保存方程式に代入すると、液水質量保存式の離散化方程式は式(4-23)となる。

$$a_P \tilde{\rho}_{liq,P}^1 + a_E \tilde{\rho}_{liq,E}^1 + a_W \tilde{\rho}_{liq,W}^1 = b \quad (4-23)$$

ただし、

$$a_E = -\max\left[-(\epsilon v_{liq})_e, 0\right] - \frac{(\epsilon D_{liq})_e}{\Delta x_e} \quad (4-24)$$

$$a_W = -\max\left[(\epsilon v_{liq})_w, 0\right] - \frac{(\epsilon D_{liq})_w}{\Delta x_w} \quad (4-25)$$

$$a_P = \frac{\Delta x_P}{\Delta t} - a_E - a_W - \epsilon_P S_P \Delta x_P \quad (4-26)$$

$$b = \epsilon_P S_{C,P} \Delta x_P + \frac{\Delta x_P}{\Delta t} \tilde{\rho}_{liq,P}^0 \quad (4-27)$$

$$S_{C,P} = \begin{cases} S_{liq,P} & (\text{where } S_{liq} \geq 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \quad (4-28)$$

$$S_{P,P} = \begin{cases} S_{liq,P} / \tilde{\rho}_{liq,P}^0 & (\text{where } S_{liq} < 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \quad (4-29)$$

4.1.3 気体成分の質量保存式

気体成分*i*の質量保存式は式(4-30)で表される。式(4-30)は、一般形式の保存方程式の中の $\varphi = Y_i$ 、 $v = v_{gas}$ 、 $\rho = \tilde{\rho}_{gas}$ 、 $D = D_{gas}$ 、 $S_\varphi = S_i$ として、亀裂関連項については $\alpha = H_m \tau_{gas} \rho_{gas}$ のように、物質伝達率に木材単位体積当たりの混合ガスの質量を掛けたものである。

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{gas} Y_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \left(\tilde{\rho}_{gas} v_{gas} Y_i - D_{gas} \frac{\partial Y_i}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial x} (m_{i,crack}) = \epsilon S_i \quad (4-30)$$

気体全体の質量保存式は式(4-31)で表す。

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{gas}}{\partial t} + \frac{\partial \epsilon \tilde{\rho}_{gas} v_{gas}}{\partial x} = \epsilon \sum S_i \quad (4-31)$$

ここでは常用の連続の式と異なり、気体は液体と固体成分で発生する化学反応と変化により生成しているため、式(4-31)の右辺に気体各成分の質量変化速度を表す $\sum S_i$ を追加した。そのため、離散化方程式にも $\sum S_i$ を追加する。式(4-32)に気体成分質量保存式の離散化方程式を示す。

$$a_P Y_{i,P}^1 + a_E Y_{i,E}^1 + a_W Y_{i,W}^1 = b \quad (4-32)$$

ただし、

$$a_E = -\frac{(\epsilon D)_e}{\Delta x_e} - \max\left[-(\epsilon \tilde{\rho}_{gas} v_{gas})_e, 0\right] \quad (4-33)$$

$$a_W = -\frac{(\epsilon D)_w}{\Delta x_w} - \max\left[(\epsilon \tilde{\rho}_{gas} v_{gas})_w, 0\right] \quad (4-34)$$

$$a_P = \tilde{\rho}_{gas,P} \frac{\Delta x_P}{\Delta t} + \epsilon_P \Delta x_P \sum S_{i,P} - a_E - a_W - \epsilon_P S_{P,P} \Delta x_P + \delta_P H_m \tau_{gas,P} \rho_{gas} \quad (4-35)$$

$$b = \tilde{\rho}_{gas,P} \frac{\Delta x_P}{\Delta t} Y_{i,P}^0 + \epsilon_P S_{C,P} \Delta x_P + \delta_P H_m \tau_{gas,P} \rho_{gas} Y_{i,crack,P} \quad (4-36)$$

$$S_{C,P} = \begin{cases} S_{i,P} & (\text{where } S_{i,P} \geq 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \quad (4-37)$$

$$S_{P,P} = \begin{cases} S_{i,P} / \varphi_P^0 & (\text{where } S_{i,P} \geq 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \quad (4-38)$$

ただし、係数 a_p の中の $H_m \tau_P \rho_{gas}$ 及び係数 b の中の $H_m \tau_P \rho_{gas} Y_{i,crack,p}$ は亀裂がある格子のみに追加する。 $Y_{i,crack,p}$ は亀裂がある位置の外部の気体 i の質量分率であり、外部の気体中の質量分率と等しくする。

4.1.4 エンタルピー保存式

式(4-39)に物質全体のエンタルピー保存式を示す。

$$\frac{\partial \sum_{sol,liq,gas}(\tilde{\rho}c)T}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} \epsilon \left[\left(\tilde{\rho}_{liq} c_{liq} v_{liq} + \sum_{gas} (\tilde{\rho}_j c_j) v_{gas} \right) T - k_{sol} \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial x} (q_{conv,crack} + q_{rad,crack}) = \epsilon [Q_{ads} + Q_{pyro} + Q_{glow} + Q_{flam}] \quad (4-39)$$

全体のエンタルピー保存式には多種類の物質が含まれるため、前述の2種類の保存式と比べるとやや煩雑になるが、式(4-39)は「物質全体」のエンタルピー保存式であることを把握すると明確に分析できる。

一般形式の保存方程式を用いて全体のエンタルピー保存式を表すと、変数 φ を温度 T で表し、密度 ρ を各種物質の単位体積木材当たりの質量と定圧比熱の積の総和 $\sum_{sol,liq,gas}(\tilde{\rho}c)$ で表し、拡散係数 D を各種物質の熱伝導率総和 $\sum_{sol,liq,gas} k$ で表せば良い。また、生成項 S_φ は各種変化による熱放出または吸収の総和 $Q_{ads} + Q_{pyro} + Q_{glow} + Q_{flam}$ で表し、流速は各種物質それぞれの流速で計算する。第2章で述べた通り、本モデルは固体の熱伝導だけを考慮するため、ここでは $\sum_{sol,liq,gas} k = k_{sol}$ となる。また、固体は物質移動が発生せず、そして気体各成分の流速はいずれも v_{gas} であるため、エンタルピー保存式の中の移流項は式(4-39)のように表す。上記の分析により、式(4-40)で物質全体のエンタルピー保存式を表すことができる。

$$a_p T_p^1 + a_E T_E^1 + a_W T_W^1 = b \quad (4-40)$$

ただし、

$$a_E = -\max \left[-(\epsilon \tilde{\rho}_{liq} c_{liq} v_{liq})_e, 0 \right] - \max \left[-\left(\epsilon \sum_{gas} (\tilde{\rho}_i c_i) v_{gas} \right)_e, 0 \right] - \frac{(\epsilon k_{sol})_e}{\Delta x_e} \quad (4-41)$$

$$a_W = -\max \left[(\epsilon \tilde{\rho}_{liq} c_{liq} v_{liq})_w, 0 \right] - \max \left[\left(\epsilon \sum_{gas} (\tilde{\rho}_i c_i) v_{gas} \right)_w, 0 \right] - \frac{(\epsilon k_{sol})_w}{\Delta x_w} \quad (4-42)$$

$$a_p = \frac{\Delta x_p}{\Delta t} \sum_{sol,liq,gas} (\tilde{\rho}c) - a_E - a_W - \epsilon_p \Delta x_p \sum S_{p,p} + \delta_p (\tilde{\chi}_p (\epsilon \chi_p \sigma ((T_{flame}^0)^2 + (T_p^0)^2) (T_{flame}^0 + T_p^0) + H) + (1 - \tilde{\chi}_p) (\epsilon \chi_p \sigma ((T_{air}^0)^2 + (T_p^0)^2) (T_{air}^0 + T_p^0) + H)) \quad (4-43)$$

$$b = \epsilon_p \Delta x_p \sum S_{C,p} + \frac{\Delta x_p}{\Delta t} T_p^0 \sum_{sol,liq,gas} (\tilde{\rho}c) + \delta_p (\epsilon \chi_p q_{in} + \tilde{\chi}_p (\epsilon \chi_p \sigma ((T_{flame}^0)^2 + (T_p^0)^2) (T_{flame}^0 + T_p^0) + H) T_{flame}^0 + (1 - \tilde{\chi}_p) (\epsilon \chi_p \sigma ((T_{air}^0)^2 + (T_p^0)^2) (T_{air}^0 + T_p^0) + H) T_{air}^0) \quad (4-44)$$

係数行列 a_p と定数行列 b の最後の項は2章で述べた亀裂から試験体に直接に侵入する対流と放射熱流を表す項目である。亀裂が発生していない格子に対しては、その項は0である。生成項に関しては、水分の吸着と揮発性成分の熱分解の熱生成項はマイナスであり、また

はマイナスになる可能性があるため、4.1.1節で述べた方法に従って線形化する。

$$S_{C,ads,P} = \begin{cases} Q_{ads,P} & (\text{where } Q_{ads,P} \geq 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \quad (4-45)$$

$$S_{P,ads,P} = \begin{cases} Q_{ads,P}/T_P^0 & (\text{where } Q_{ads,P} < 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \quad (4-46)$$

$$S_{C,pyro,P} = \begin{cases} Q_{pyro,P} & (\text{where } Q_{pyro,P} \geq 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \quad (4-47)$$

$$S_{P,pyro,P} = \begin{cases} Q_{pyro,P}/T_P^0 & (\text{where } Q_{pyro,P} < 0) \\ 0 & (\text{others}) \end{cases} \quad (4-48)$$

熱分解ガスの有炎燃焼の生成項と不揮発性成分の赤熱の生成項は常に正であるため、式(4-49)~式(4-52)に示すように線形化する。

$$S_{C,glow,P} = 1.1Q_{glow,P} \quad (4-49)$$

$$S_{P,glow,P} = 0.1 \frac{Q_{glow,P}}{T_P^0} \quad (4-50)$$

$$S_{C,flam,P} = 1.1Q_{flam,P} \quad (4-51)$$

$$S_{P,flam,P} = 0.1 \frac{Q_{flam,P}}{T_P^0} \quad (4-52)$$

4.1.5 圧力拡散方程式

式(4-53)に圧力拡散方程式を示す。ただし、下付き文字*i*は各種気体成分の意味である。圧力拡散方程式は前述の各種保存式と異なり、移流拡散方程式ではなく拡散方程式の形になっている。そして非定常項の前の係数も1になっていないので式(4-15)の離散化方程式を使えない。そのため、ここで方程式を離散化する。

$$\frac{\tau_{gas}}{RT} \frac{\partial P}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i} \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \frac{\partial P}{\partial x} \right) + \frac{\tau_{gas}}{RT^2} \frac{\partial T}{\partial t} P + \epsilon \sum \frac{S_i}{M_i} \quad (4-53)$$

式(4-53)を格子Pに対してwからeまで積分すると式(4-54)になる。

$$\begin{aligned} \frac{\tau_{gas}}{RT} \frac{\partial P}{\partial t} \Delta x_P = & \left(\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i} \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \frac{\partial P}{\partial x} \right)_e - \left(\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i} \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \frac{\partial P}{\partial x} \right)_w + \frac{\tau_{gas}}{RT^2} \frac{\partial T}{\partial t} P_P \Delta x_P \\ & + \epsilon \Delta x_P \sum \frac{S_i}{M_i} \end{aligned} \quad (4-54)$$

拡散項を差分で表し、時間項を陰的オイラー法で処理すると式(4-55)になる。

$$\begin{aligned} \frac{\tau_{gas}}{RT_P^1} \frac{\Delta x_P}{\Delta t} P_P^1 = & \left(\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i} \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \right)_e \frac{P_E^1 - P_P^1}{\Delta x_e} - \left(\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i} \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \right)_w \frac{P_P^1 - P_W^1}{\Delta x_w} \\ & + \frac{\tau_{gas}}{RT_P^{1/2}} \frac{\Delta x_P}{\Delta t} P_P^1 (T_P^1 - T_P^0) + \frac{\tau_{gas}}{RT_P^1} \frac{\Delta x_P}{\Delta t} P_P^0 + \epsilon \Delta x_P \sum \frac{S_i}{M_i} \end{aligned} \quad (4-55)$$

更に式をまとめると、式(4-55)が式(4-56)になる。

$$\begin{aligned} & \left(\frac{\tau_{gas} T_P^0}{RT_P^1} \frac{\Delta x_P}{\Delta t} + \frac{\left(\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i} \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \right)_e}{\Delta x_e} + \frac{\left(\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i} \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \right)_w}{\Delta x_w} \right) P_P^1 \\ & + \left(- \frac{\left(\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i} \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \right)_e}{\Delta x_e} \right) P_E^1 + \left(- \frac{\left(\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i} \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \right)_w}{\Delta x_w} \right) P_W^1 \\ & = \frac{\tau_{gas}}{RT_P^1} \frac{\Delta x_P}{\Delta t} P_P^0 + \epsilon \Delta x_P \sum \frac{S_i}{M_i} \end{aligned} \quad (4-56)$$

圧力の離散化方程式は負の生成項(水分の吸着によるもの)が存在するが、全圧は圧力変化の項目と比べると大きいである。また、水分の脱着は 2 章で述べた計算方法で脱着による過大の圧力減少を制限しているため、生成項により全圧が負になる可能性がない。そのため、式(4-56)をそのまま使用する。式(4-56)を離散化方程式の形でまとめると、式(4-57)になる。

$$a_p P_p^1 + a_E P_E^1 + a_w P_w^1 = b \quad (4-57)$$

ただし、

$$a_E = - \frac{\left((\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i}) \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \right)_e}{\Delta x_e} \quad (4-58)$$

$$a_w = - \frac{\left((\epsilon \sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i}) \frac{\kappa_{gas}}{\mu_{gas}} \right)_w}{\Delta x_w} \quad (4-59)$$

$$a_p = \frac{\tau_{gas,p} T_p^0}{RT_p^{1,2}} \frac{\Delta x_p}{\Delta t} - a_E - a_w \quad (4-60)$$

$$b = \frac{\tau_{gas,p} \Delta x_p}{RT_p^1} \frac{\Delta x_p}{\Delta t} P_p^0 + \epsilon \Delta x_p \sum \frac{S_{i,p}}{M_{i,p}} \quad (4-61)$$

ただし、亀裂が格子を貫通すると内部から直接に外気との接触ができる。本モデルは一次元のものであるため格子が外気と接触することは、その格子の内部圧力は外気圧力と等しくなったことを意味する。つまり、 $\epsilon = 1$ の場合のみ離散化方程式の計算が必要となり、 $\epsilon \neq 1$ の時に $P = P_{environment}$ (101325Pa) となる。そのため、式(4-57)を用いて計算プログラムを作成する際は、係数 ϵ (残存面積比)に対して特に処理の必要がない。その代わりに、亀裂が発生した格子では全圧を大気圧と等しくように設定する必要があると考えられる。

4.1.6 固体成分の質量保存式

固体成分の質量保存式を式(4-62)に示す。

$$\frac{\partial \tilde{\rho}_{sol}}{\partial t} = \epsilon S_{sol} \quad (4-62)$$

ただし、 $\tilde{\rho}_{sol}$ は単位体積木材当たりの固体成分質量、 S_{sol} は該当固体成分の生成項である。式(4-62)の非定常項をオイラー法で離散化すると、新しい時刻の $\tilde{\rho}_{sol}$ は式(4-63)で表すことができる。

$$\tilde{\rho}_{sol,p}^1 = \tilde{\rho}_{sol,p}^0 + \epsilon_p S_{sol,p} \Delta t \quad (4-63)$$

4.2 計算プログラム

離散化した各種保存式を用いて、各時刻の温度、圧力、単位体積木材当たりの各種物質質量、気体の質量分率などの数値を計算することができる。本節では、作成した計算プログラムの概要、構成、入力、出力と計算の流れについて述べる。

4.2.1 プログラム概要と構成

計算プログラムは Python で作成した。プログラムは NumPy[2]を使用して、計算域内の全ての解析格子に対して操作をする計算(例えば、離散化方程式行列の作成、物性値の計算など)を効率化した。プログラム全体は「physical_properties」、「process_data」、「mass_change_rate」、「conserve_equation」、「main_solver」の五つのクラス(部分)で構成され、それぞれ物性値の計算、データの読み取りと出力、反応と変化による質量変化速度、

各種保存式の計算及び時間本体の計算関数を格納している。ここから、各種クラス内部が有する計算関数について記述する。

(1) physical_properties

このクラスでは、物質の熱伝導率、比熱、拡散係数、吸着等温線などの物性値を計算する関数を格納している。また、揮発性成分、不揮発性成分含量及び全乾密度から残量比を計算する関数、時間から ISO834 に従って加熱温度を計算する関数、各格子内部の残量比から亀裂深さを計算する関数など、物性値ではないが計算をする時に頻繁に使用される基礎的な関数もこのクラスの中に格納されている。

本クラス内部の関数の計算の流れは単純であり、計算式は全て第 3 章で示したものである。そのため、本クラス内部の関数名およびその詳細の内容の記載は省略する。

(2) process_data

このクラスは、温度及び酸素濃度の入力結果を処理して計算プログラムで使用できる形式に変化する計算関数、計算結果を出力して保存する関数、出力した計算結果を用いて分布図を作成する関数で構成される。表 4-1 に本クラスの各種関数及びその機能を示す。

表 4-1 process_data クラスの組成関数とその関数の機能

関数名	関数の機能
linear_interpolation	二点間の線形補間を行う
process_temperature_history_data	実験で測定した温度履歴を計算プログラムに設定した時間刻みに補間して出力する。
process_oxygen_history_data	実験で測定した酸素濃度履歴を計算プログラムに設定した時間刻みに補間して出力する。
process_data_thinning	結果の csv ファイルを一定間隔で間引きする。
data_thinning_in_folder	フォルダー内部の全ての結果 csv ファイルを一定の間隔で間引きする
output_csv_append	各種計算関数で得られた計算結果を csv ファイルとして出力する
value_time_plot	結果ファイルを読み取り、各格子内部の数値の経時変化プロット図を作成する(横軸が時間)
value_axis_plot	結果の csv ファイルを読み取り、各格子内部の数値の分布図を作成する(横軸が座標)

(3) mass_change_rate

このクラスでは、反応または変化による単位体積木材当たりの物質質量変化速度の計算関数を格納する。また、物質質量変化速度を呼び出して各種保存式の中の生成項を計算する関数もこのクラスに格納される。表 4-2 に本クラス内部の各種関数の機能を示す。

表 4-2 mass_change_rate クラスの組成関数とその関数の機能

関数名	関数の機能
__init__	オブジェクトを初期化する
__pyrolysis_drtd	単一種類の成分が熱分解反応による残量比変化速度を計算する
__pyrolysis_dadt	単一種類の成分が熱分解反応による転化率変化速度を計算する

dadt_new_time_increment	新しい時刻以降の転化率を計算する
condensation_speed	液水が水蒸気に転化する速度を計算する。ただし、結果が負の場合は水蒸気→液水の変化が発生する
pyrolysis_speed	熱分解反応速度を計算する
flaming_and_glowing_speed	有炎燃焼と赤熱燃焼の速度を計算する
source_volatile	揮発性成分の生成項を計算する
source_nonvolatile	不揮発性成分の生成項を計算する
source_liquid_water	液水の生成項を計算する
source_water_vapor	水蒸気の生成項を計算する
source_pyrolysis_gas	熱分解ガスの生成項を計算する
source_O2	酸素の生成項を計算する
source_CO2	二酸化炭素の生成項を計算する

本クラス内部の各種計算関数は、多数の入力パラメータが必要となる。パラメータの中の一部(例えば温度、圧力)は、多くの計算関数で共通的に使用されている。個別の関数の中の入力パラメータ数を削減し、プログラミングとデバッグの利便のため、ここでは共通的に使用された入力値をオブジェクトに保存するようにした。反応速度を計算する際はまず共通的に使用されたパラメータを用いて上記の__init__関数を用いて、オブジェクトを作成する。その後作成した新たなオブジェクト内部の condensation_speed や pyrolysis_speed などの関数を呼び出して、反応速度を計算する。温度などの共通的パラメータはオブジェクトを作成する時に入力されるためオブジェクト内部で保存され、計算関数を呼び出す時に再び入力する必要がない。

(4) conserve_equation

このクラスでは離散化した各種保存式の計算関数を格納する。関数では現在時刻の温度、圧力、質量分率など様々な数値を入力し、新しい時刻の温度、圧力または質量を出力する。このクラスも関数の入力パラメータ数を減少するため、計算する時にまず__init__関数を用いてオブジェクトを作成するように設定した。表 4-3 に本クラス内部の関数名および機能を示す。

表 4-3 conserve_equation クラスの組成関数とその関数の機能

関数名	関数の機能
__init__	オブジェクトを初期化する
adv_diff_solver	一次元一般形式保存方程式のソルバー
liquid_water	新しい時刻の液水含量を計算する
water_vapor	新しい時刻の水蒸気質量分率を計算する
pyrolysis_gas	新しい時刻の熱分解ガス質量分率を計算する
O2	新しい時刻の酸素質量分率を計算する
N2	新しい時刻の窒素質量分率を計算する
CO2	新しい時刻の二酸化炭素質量分率を計算する
cons_enthalpy	新しい時刻の格子内部温度値を計算する
cons_pressure	新しい時刻の格子内部圧力値を計算する
volatile_component	新しい時刻の不揮発性成分含量を計算する
non_volatile_component	新しい時刻の揮発性成分を計算する
grid_shrinkage	格子の寸法変化を計算する

液水質量保存式及び各種気体の質量分率保存式は一般形式の保存方程式(式 4-1)の形にな

っているため、計算する際は関数の中に対角行列の作成などの作業を行うことなく、必要な定数を一般形式保存方程式のソルバー(adv_diff_solver)に導入し、その後に関数adv_diff_solverから計算する。圧力拡散方程式とエンタルピー保存式の形式はやや異なるため、計算をする際は関数の中に必要な行列とベクトルを作成し、その後線形方程式を解いて新しい時刻の温度または圧力を計算する。

(5) main_solver

このクラスでは時間刻みを推進するメインループ機能を持つ関数を格納している。表 4-4 に本クラス内部の関数名とその機能を示す。

表 4-4 main_solver クラスの組成関数とその関数の機能

関数名	関数の機能
__init__	オブジェクトを初期化する
main_iteration	反復計算を実行し、解析終了まで時間刻みを推進する関数

新たな解析を立ち上げる際はまず__init__関数を用いて、必要な計算条件を入力してオブジェクトを作成する。その後、main_iteration関数を呼び出して時間増分計算を実行する。

4.2.2 支配方程式の計算の流れ

本プログラムは数多くの計算関数で組成されるが、そのうち計算の流れが複雑であるものは比較的少なく、一般形式の保存方程式ソルバー、エンタルピー保存式、圧力拡散方程式、液水質量保存式、気体質量分率保存式及びメインループの関数だけとなる。これらの計算式はいずれも支配方程式の計算と関連するものである。本節では、これら関数の計算の流れを述べる。

(1) 一般形式の保存方程式ソルバー : adv_diff_solver

必要な変数を入力した後の関数adv_diff_solverの計算の流れは下記の通りである。

- ① 格子境界位置の長さ Δx 、密度と速度の積 ρv 及び拡散係数 D を計算する。
- ② 4.1.1節で述べた方法に従って、生成項を線形化する。
- ③ 4.1.1節で述べた方法に従って、離散化方程式の中の係数ベクトル a_p 、 a_E 、 a_W と b を計算する。
- ④ 設定された境界条件に従って、係数ベクトル a_p と b で係数の修正を行う。
- ⑤ 亀裂の進行状況に応じて、係数ベクトル a_p と b で係数の修正を行い、亀裂から試験体内部に侵入した物質流量を表す。
- ⑥ 係数ベクトル a_p 、 a_E 、 a_W と b を用いて行列を組み立てて線形方程式を解き、新しい時刻の変数値 φ^1 のベクトルを計算する。

(2) 液水質量保存式 : liquid_water

液水質量保存式の計算は一般形式の保存方程式ソルバーで行うため、一般形式の保存方程式で対応する各種変数を算出してソルバーに代入して計算する。そのための関数liquid_waterの計算の流れを下記に示す。

- ① 液水拡散係数 D_{liq} (一般形式保存方程式の中の拡散係数 D と対応)、単位体積当たりの液水質量 $\tilde{\rho}_{H_2O_l}$ (変数 φ と対応)を読み取る。一般形式保存方程式の中の密度 ρ は液水質量保存式を計算する時に $\rho = 1$ となるため対応する変数がないが、計算で必要なため全ての

要素が1のベクトルを作成する。

- ② 液水の毛細管圧を計算して、液水分圧(全圧と毛細管圧の差)勾配による各格子中間での流速を計算する。その流速は一般形式保存方程式の中の流体流速 v と対応する。
- ③ 液水の生成項 S_{liq} を計算する。生成項は一般形式の保存方程式の生成項 S と対応する。
- ④ 算出した D_{liq} 、 $\tilde{\rho}_{H_2O}$ 、 ρ 、 v と S_{liq} を一般形式の保存方程式ソルバーに導入し、新しい時刻の液水質量を計算する。

(3) 気体質量保存式 : water_vapor、pyrolysis_gas、O2、N2 と CO2

気体質量保存式の計算関数は五種類あるが、計算の流れは同じである。ここで関数O2を例として計算の流れを示す。関数O2は以下の流れで計算する。

- ① 有効拡散係数 D_{O_2} (一般形式保存方程式の中の拡散係数 D に対応)、気体質量分率 Y_{O_2} (変数 ϕ と対応)、単位体積木材当たりのガス質量 $\tilde{\rho}_{gas}$ (密度 ρ と対応する)を読み取る。
- ② 全圧を読み取って、Darcyの法則から各格子中間点の流速 v_{gas} を計算する。その流速は一般形式の保存方程式の中の流体流速 v と対応する。
- ③ 各種気体の生成項 S_{H_2Og} 、 S_{O_2} 、 S_{CO_2} 、 S_p を計算する。
- ④ D_{O_2} 、 Y_{O_2} 、 $\tilde{\rho}_{gas}$ 、 v_{gas} 、 S_{H_2Og} 、 S_{O_2} 、 S_{CO_2} 、 S_p を一般形式の保存方程式ソルバーに導入し、新しい時刻の酸素質量分率を計算する。

(4) エンタルピー保存式 : cons_enthalpy

エンタルピー保存式の計算の流れは以下の通りである。

- ① 計算する時に使用する $\sum_{sol,liq,gas}(\tilde{\rho}c)$ 、 $\sum_{gas}(\tilde{\rho}c)$ 、 $\tilde{\rho}_{liq}c_{liq}$ 、 k_{sol} などの物性値を計算する。
- ② 液水の毛細管圧を計算し、気体圧力(全圧)の勾配と液水圧力(全圧と毛細管圧の差)の勾配からDarcyの法則に従って気体と液水の流速を計算する。
- ③ 移流項 $\tilde{\rho}_{liq}c_{liq}v_{liq} + \sum_{gas}(\tilde{\rho}c)v_{gas}$ を計算する。
- ④ 熱の生成項 Q_{ads} 、 Q_{pyro} 、 Q_{glow} 、 Q_{flam} を計算し、4.1.4節で述べた方法に従って生成項を離散化して係数ベクトルを作成する。
- ⑤ 4.1.4節の方法に従って離散化方程式の中の係数ベクトル a_p 、 a_E 、 a_W と b を計算する。
- ⑥ 表面と裏面の境界条件に応じて係数ベクトル a_p と b の最初と最後の項目を修正する。
- ⑦ 亀裂深さに応じて係数ベクトル a_p を修正する。
- ⑧ 係数ベクトル a_p 、 a_E 、 a_W と b を用いて行列を組み立てて線形方程式を解き、新しい時刻の温度 T を計算する。

(5) 圧力拡散方程式 : cons_pressure

圧力拡散方程式の計算の流れは以下の通りである。

- ① 計算する時に使用する κ_{gas} 、 τ_{gas} 、 $\sum \frac{\tilde{\rho}_i}{M_i}$ などの物性値や各種係数を計算する。
- ② 4.1.5節の方法に従って離散化方程式の中の係数ベクトル a_p 、 a_E 、 a_W と b を計算する。
- ③ 生成項 $\sum \frac{S_i}{M_i}$ を計算する。
- ④ 表面と裏面の境界条件に応じて係数ベクトル a_p と b の最初と最後の項目を修正する。
- ⑤ 亀裂深さに応じて係数ベクトル a_p と b を修正する。
- ⑥ 係数ベクトル a_p 、 a_E 、 a_W と b を用いて行列を組み立てて線形方程式を解き、新しい時

刻の圧力 P を計算する。

(6) 固体質量保存式 : `volatile_component`、`non_volatile_component`

固体の質量保存式は常微分方程式になっているため、オイラー法に従って新しい時刻での単位体積木材当たりの固体質量を計算することができる。計算の流れは簡単である。ここで揮発性成分の質量保存を例として計算の流れを示す。

- ① 熱分解による揮発性成分の減少速度を計算する。
- ② 4.1.6 節の方法に従って新しい時刻での単位体積木材当たりの揮発性成分質量を計算する。

4.2.3 時間増分解析のメインループの計算の流れ

前述の支配方程式に関する各種計算関数を用いて、新たな時刻での温度、圧力、質量などの各種数値を計算することができる。計算終了時刻まで反復すると解析を完了できる。本節は時間刻みを推進するメインループ関数の計算の流れを示す。

(1) 時間刻み内の反復

各種保存式の中に有する生成項、拡散係数、熱伝導率の数値の多くは温度、圧力、質量分率などに関連する。これらの数値を計算する際はすべて「新しい」時刻の温度などの対象変数を使用することが望ましい。しかし、生成項や拡散係数などの数値は計算式が複雑なものが多く、計算式の中の対象変数と関連する部分を分離して離散化方程式の中に入れて計算できない。誤差を低減するため、一つの時間刻みの中にも反復計算を行い、温度、圧力と質量分率などの数値が収束するまで計算し続ける。時間刻み内の反復計算方法は以下の通りである。

ここで、上付き文字で反復の状況を区別し、*を前回の反復計算で算出した結果として、**を今回の反復計算で算出した結果とする。例えば T^{**} は今回の反復計算で算出した温度結果である。

- ① 前回の反復計算で得られた温度 T^* 、圧力 P^* などの数値を読み取る。
- ② エンタルピー保存式を解いて温度 T^{**} を算出する。
- ③ 圧力拡散方程式を解いて圧力 P^{**} を算出する。ただし、計算する時に温度が必要な場合は T^{**} を使用する。
- ④ 理想気体状態方程式と分圧の法則から単位体積木材当たりの気体質量 $\tilde{\rho}_{gas}^{**}$ を算出する。ただし、計算する時に温度、圧力が必要な場合は T^{**} と P^{**} を使用する。
- ⑤ 水蒸気、熱分解ガス、酸素、窒素と二酸化炭素の順番で気体質量分率保存式を解く。ただし、計算する時に温度、圧力と単位体積木材当たりの気体質量が必要な場合は T^{**} 、 P^{**} と $\tilde{\rho}_{gas}^{**}$ を使用する。
- ⑥ 数値的誤差により気体質量分率の総和が1にならない可能性があるため、算出した気体質量分率の総和を求めて、各成分の質量分率を算出した分率総和で割る。修正した質量分率を気体種 i の質量分率の結果 Y_i^{**} とする。
- ⑦ 液水質量保存式を計算して含水率 $\tilde{\rho}_{H_2O}^*$ を算出する。計算時に温度、圧力、単位体積木材当たりの気体質量と気体質量分率が必要な場合は T^{**} 、 P^{**} 、 $\tilde{\rho}_{gas}^{**}$ と Y_i^{**} を使用する。
- ⑧ 固体質量保存式を用いて不揮発性成分と揮発性成分の順番で $\tilde{\rho}_{vola}^{**}$ と $\tilde{\rho}_{nonv}^{**}$ を計算する。計算する時に温度、圧力、単位体積木材当たりの気体質量、気体質量分率と含水率が必要な場合は T^{**} 、 P^{**} 、 $\tilde{\rho}_{gas}^{**}$ 、 Y_i^{**} と $\tilde{\rho}_{H_2O}^*$ を使用する。

- ⑨ 熱分解進行度を表すセルロース、ヘミセルロースとリグニン成分の転化率 a_{cel}^{**} 、 a_{Hemi}^{**} と a_{Lig}^{**} を計算する。ただし、計算する時に温度は T^{**} を使用する。
- ⑩ 反応による寸法変化 $\frac{\Delta x}{\Delta x_{ini}}^{**}$ 、空隙率 τ^{**} と比透気率 κ^{**} を計算する。計算する時に温度、圧力、単位体積木材当たりの気体質量、気体質量分率と含水率が必要の場合は T^{**} 、 P^{**} 、 ρ_{gas}^{**} 、 Y_i^{**} と $\rho_{H_2O}^{**}$ を使用する。
- ⑪ 収束の状況を確認する。計算が収束した場合には、今回得られた各種計算結果をこの時間刻みの結果として保存し、次の時間刻みに進む。もし収束しなかった場合、②に戻ってもう一度反復する。離散化方程式の中の T_p^0 と P_p^0 などの数値を計算する際は古い時刻の数値をそのまま使用するが、物性値と生成項を計算する際は今回の反復計算で得られた新しい数値(温度 T^{**} 、圧力 P^{**} など)を使用する。

(2) 収束の判定方法

時間刻み内の反復を計算する際、下記の流れで収束状況を確認する。

- ① 今回の反復計算で得られた計算結果と前回の反復計算で得られた計算結果を収納する結果行列を作成する。ここでの計算結果は、(1)で時間刻み内の反復を説明する時に述べた時間増分に応じて変化する温度 T 、全圧 P などのすべての数値を考慮する。今回の反復計算での結果行列を Sum^{**} 、前回の反復計算の結果行列を Sum^* とする。
- ② 前述の結果行列を用いて、2回反復計算の相対誤差 $= (Sum^{**} - Sum^*) / Sum^*$ を計算する。ただし、0割エラーを回避するため、 Sum^* が0ではない位置のみ上記の計算を実行し、 Sum^* が0の位置の相対誤差を0とする。
- ③ 計算結果ごとの相対誤差平均値を計算する。
- ④ 各種計算結果の相対誤差平均値はいずれも許容範囲 (10^{-4}) 以下になる場合は収束したと判断する。

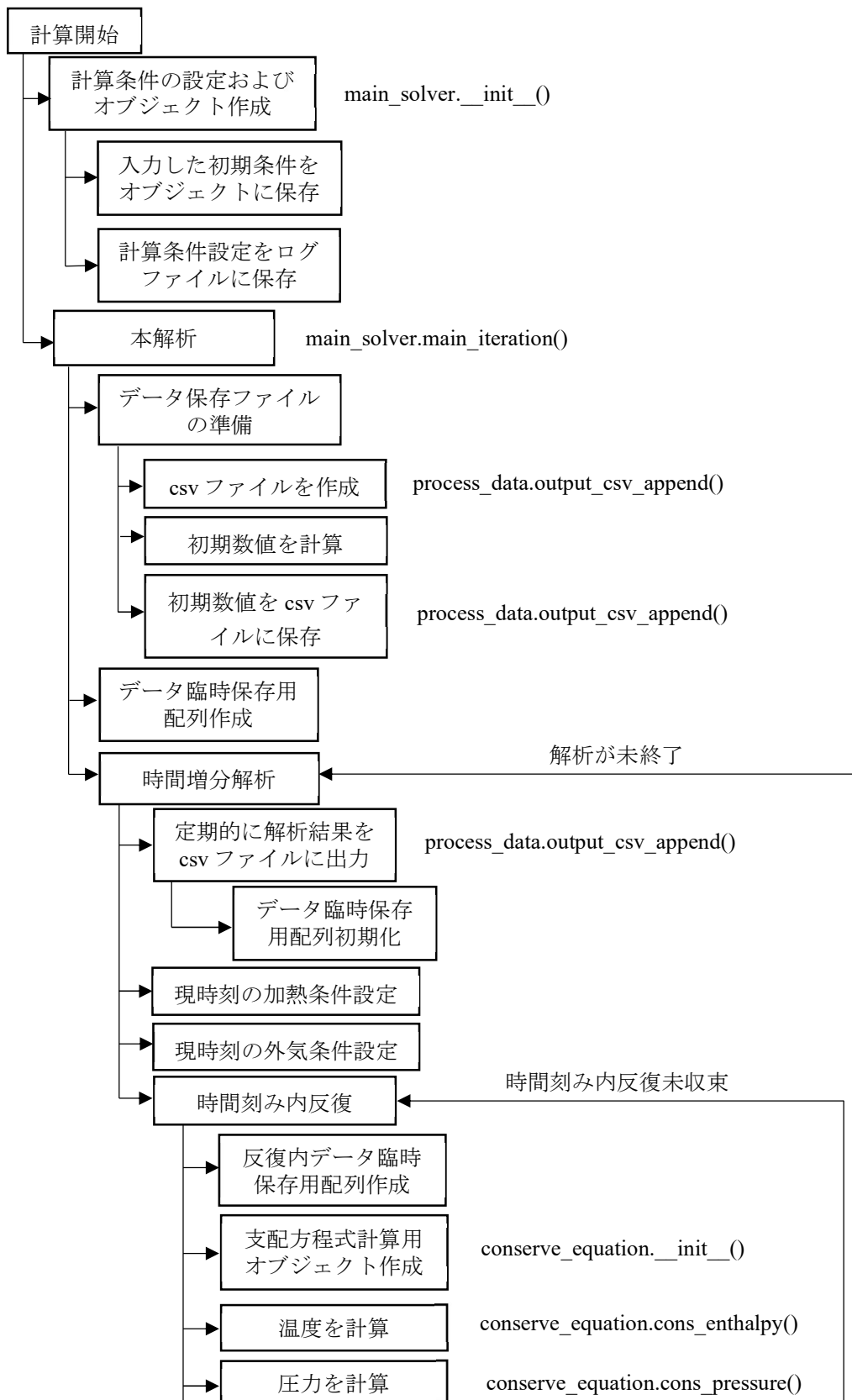
(3) メインループの計算の流れ

メインループの計算の流れは下記に示す。計算関数 `main_iteration` はこの流れを用いて計算している。

- ① 入力条件および計算設定を読み取って、計算を初期化する。また、データ保存用のフォルダーを生成する。
- ② 4.2.2 節で述べた各種保存式の計算関数を用いて、温度と圧力などの数値を計算する。
- ③ 4.2.3 節の(2)で示した方法で収束の判定を行う。収束が達成しなければ②に戻って改めて反復を行う。
- ④ 算出した結果をこの時間刻みでの解析結果として保存する
- ⑤ 時間刻みを推進して、②～④の計算を解析終了まで繰り返す。一定回数の計算をした毎に解析結果を CSV ファイルに保存する。

4.2.4 計算プログラム全体の計算の流れ

解析プログラムの計算全体の流れを表すフローチャートを図 4-4 に示す。四角の内部は該当のプロセスの機能を示す。また、その機能を行う時に計算関数を使用する場合には四角の後部に使用する関数も表記する。



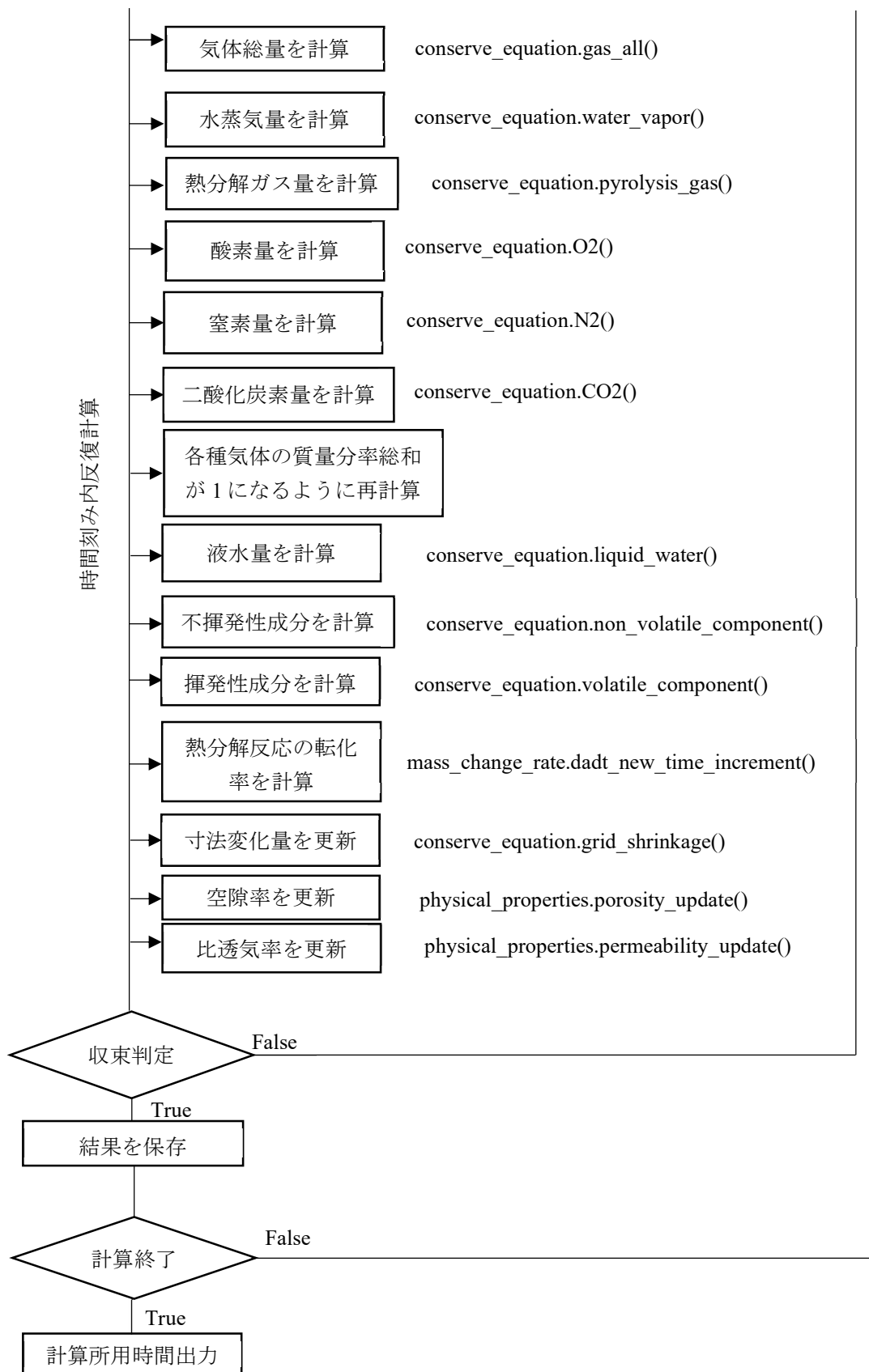


図 4-4 計算全体の流れ

4.3 プログラム入力と出力

4.3.1 入力値

新しい計算を立ちあげる時には、4.2.1 節の(5)で述べた `main_solver` のクラスの `_init_` 関数を使って入力条件を入れて、新しい `main_solver` のオブジェクトを作成する。その後、計算関数 `main_iteration` を呼び出して解析を実行する。計算する時には多数の条件を入力する必要がある。入力値を種類から分類すると概ね物性値、解析対象状態値と解析設定に分類できる。

(1) 物性値

表 4-5 にプログラムに入力する必要がある物性値の詳細を示す。

表 4-5 プログラムに入力する物性値

必要な入力値	main_solver クラス作成する時 init 関数に入力する変数名	単位	備考
空隙率	tau	-	
気体比透気率	kappa	m ²	
樹種	wood_type	-	physical_properties の wood_pyrolysis_properties() から導出

ここで、部材の初期空隙率、初期比透気率と樹種を入力する必要がある。樹種は熱分解ガスの反応速度パラメータを影響し、その変数は木材名を `physical_properties` クラスの関数 `wood_pyrolysis_properties()` に入力してから得られる。現在では、既往の TG 実験結果から三成分の熱分解反応速度を推定した[3]カラマツ、ベイマツ、スギ心材、スギ辺材、ヒノキ、ジャラ、セランガンバツ、本紫檀、縞黒檀の反応速度パラメータのデータを使用できる。

(2) 解析対象状態値

解析をする際、試験体の初期温度、初期圧力、初期含水率などの値を入力する必要がある。また、検討対象とする実験の加熱条件なども入力する。これらの数値を解析対象状態値と命名する。表 4-6 に入力が必要な解析対象状態値を示す。

表 4-6 プログラムに入力する解析対象状態値

必要な入力値	main_solver クラス作成する時 init 関数に入力する変数名	単位	備考
試験体長さ	length_of_specimen	m	
試験体初期温度	temp	K	
加熱側初期温度	Tfront	K	
非加熱側初期温度	Tback	K	
試験体初期圧力	pressure	Pa	
加熱側初期圧力	Pfront	Pa	
非加熱側初期圧力	Pback	Pa	
試験体全乾密度	dry_dens	kg/m ³	
単位体積木材揮発 性成分質量	rouwo	kg/m ³	
単位体積木材不揮 発性成分質量	rouc	kg/m ³	
単位体積木材の液 水質量	rouwa	kg/m ³	

酸素初期質量分率	ratioO2	kg/kg	
窒素初期質量分率	ratioN2	kg/kg	
熱分解ガス初期質量分率	ratioP	kg/kg	
水蒸気初期質量分率	ratioV	kg/kg	
二酸化炭素初期質量分率	ratioCO2	kg/kg	
単位体積木材の気体質量	rougas	kg/m ³	
加熱条件	heating_condition	-	加熱条件種類、数値(条件が温度 or 熱流の場合)、加熱時間と温度履歴ファイル位置を入力
外気条件	gas_condition	-	酸素濃度履歴ファイル位置を入力

加熱条件は定温加熱、定強度加熱、ISO834 加熱三種類の設定ができる。また、csv ファイルから加熱側温度履歴を読み取って加熱側の温度を設定することもできる。

外気条件については、加熱側の酸素濃度履歴を csv ファイルから読み取って設定することができる。また、外気中の気体質量分率を表 4-6 に示した初期質量分率に設定することもできる。

(3) 解析設定値

解析する際は時間刻み、格子分割数、解析回数などの数値を入力する必要がある。これらの数値は解析対象とする実験と関係なく単に計算プログラムと関連するため、解析設定値と命名する。表 4-7 に必要な解析設定値を示す。

表 4-7 プログラムに入力する解析設定値

必要な入力値	main_solver クラス作成する時 init 関数に入力する変数名	単位	備考
格子分割数	grid_numbers	個	
時間刻み	dt	s	
反復計算の総回数	iter_time	回	dt × iter_time = 解析総時間 (秒)
ソルバー*	solver	-	-
計算する反応と変化	reactions	-	吸着・脱着、熱分解、不揮発性成分赤熱を計算するかどうかを変更可能
データを保存する反復間隔	save_interval	回	save_interval 回の反復をした後に、結果を csv ファイルに保存
時間刻み内の最大反復回数	iter_time_in_each_dt	回	
時間刻み内の反復の許容誤差	iter_convergence_in_each_dt	-	
データ保存場所	save_path	-	save_path で記入するファイ

			ルパスで計算結果の csv ファイルを出力
保存間隔	save_clips	-	指定間隔で格子内部のデータを保存して出力

*ソルバーが「Banded」の時に、SciPy[4]が提供した係数行列が帯行列の線形方程式ソルバー `scipy.linalg.solve_banded` を使用し、ソルバーが「LU」の時に、NumPy[2]が提供した線形方程式ソルバー `numpy.linalg.solve` を用いて線形方程式を解く。いずれも使用が可能であるが、現在は1次元の問題を計算しているため「Banded」の方は計算速度が速い。

4.3.2 プログラム出力

計算で得られる各時刻の試験体内部温度、圧力、気体質量分率などの結果を csv ファイルとして出力する。表 4-8 に出力内容を示す。

表 4-8 プログラムの出力内容

出力内容分類	出力内容の詳細	備考
温度	格子内部温度	単位は°C
分圧	水蒸気分圧	単位は MPa
	熱分解ガス分圧	
	酸素分圧	
	窒素分圧	
	二酸化炭素分圧	
全圧	格子内部全圧	単位は MPa
気体密度	気体密度	単位は kg/m ³
質量分率	水蒸気質量分率	単位は kg/kg
	熱分解ガス質量分率	
	酸質量分率	
	窒素質量分率	
	二酸化炭素質量分率	
液水含量	単位体積木材当たりの液水質量	単位は kg/m ³
	飽和度	単位は m ³ /m ³
固体含量	単位体積木材当たりの揮発性成分質量	単位は kg/m ³
	単位体積木材当たりの揮発性成分質量	単位は kg/m ³
	固体成分総質量	揮発性成分+不揮発性成分
生成項	水蒸気生成項	単位は kg/m ³ s
	熱分解ガス生成項	単位は kg/m ³ s
	酸素生成項	単位は kg/m ³ s
	二酸化炭素生成項	単位は kg/m ³ s
発熱	各格子の熱分解ガスの燃焼発熱	単位は MW/m ³
	各格子の不揮発性成分の赤熱燃焼発熱	単位は MW/m ³
	単位面積当たりの試験体からの総発熱量	単位は kW/m ²
	単位面積当たりの試験体からの熱分解ガス燃焼総発熱量	単位は kW/m ²

	単位面積当たりの試験体からの不揮発性成分赤熱燃焼総発熱量	単位は kW/m ²
試験体形状変化	焼失、炭化、変色と亀裂深さ	単位は m
格子長さ	各解析格子の長さ Δx	単位は m
残量比	各解析格子の残量比	単位は kg/kg
物性値	空隙率	単位は m ³ /m ³
	比透気率	単位は m ²
ログファイル	初期条件、解析開始時間などの情報を記録するログファイル	txt ファイルである

4.4 使用例

計算を行う時のプログラム使用例を示す。まずは計算プログラムと同様なフォルダー内に Python ファイルを作成し、計算プログラムを導入(import)する。その後、必要な入力値の変数を入力する。図 4-5 にモデルの導入と入力条件の設定を示す。ただし、入力条件は大量にあるためここでは一部の設定のみ示す。

```

Project simulation_example.py
└─ PDE_solver
  └─ input_file
  └─ results
  └─ FDM_1d.py
  └─ simulation_example.py
  └─ External Libraries
  └─ Scratches and Consoles
1 # 1. import simulation solver
2 import FDM_1d
3
4 # 2. input essential parameters
5 length_of_specimen = 0.1 # length of specimen, m
6 grid_numbers = 501 # grid numbers of calculation
7 dt = 0.1 # time increment, s
8 dry_dens = 500 # the dry density of wood specimen, kg/m3
9 water_ratio = 0.1 # water ratio of wood, kg/kg

```

図 4-5 モデルの導入と入力条件の設定(一部)

計算モデル本体は FDM_1d.py にある。解析例を計算するために新たに作成した Python ファイルは simulation_example.py である。また、input_file と results のフォルダーにそれぞれ温度及び酸素濃度の履歴と解析結果ファイルを収納するフォルダーである。

解析条件を定義した後に解析条件を用いて main_solver オブジェクトを作成し、main_iteration 関数を呼び出して解析を行う。図 4-6 に設定の様子を示す。

```

52 # 3. Set up a new simulation
53 new_simulation = FDM_1d.main_solver(length_of_specimen, grid_numbers, dt, temp, heating_condition,
54                                     gas_condition, Tfront, Tback, pressure, Pfront, Pback, rouwo,
55                                     rouc, roucini, rouwa, rou02, rouN2, rouC02, roup, rouv, rougas, alphaC,
56                                     alphaH, alphaL, wood_type, iter_time, tau, kappa, solver, dry_dens,
57                                     reactions, save_interval, iter_time_in_each_dt,
58                                     iter_convergence_in_each_dt, save_path, save_clips)
59
60 # 4. Start simulation
61 new_simulation.main_iteration()
62

```

図 4-6 解析設定の様子

設定が完了した simulation_example.py を実行すると解析が開始される。図 4-7 に解析を実行する時の様子を示す。解析中は解析の進行度を表すプログレスバーが表示される。

```
Initializing simulation...
Simulation savepath: results/test-simulation
Warning: old simulation result will be overwritten if new save path was not specified.

Simulation data will be saved into csv files automatically each 200 loops.

Simulation in progress...
[=====.....] iteration 295/1000
```

図 4-7 解析時の様子

解析が終了した後、解析での所用時間、データ保存で用いた時間、1 回の反復に要した平均時間が示される。

```
Simulation in progress...
[=====] iteration 1000/1000

Iteration complete. Total time cost(s): 22.706
Total time used in data saving(s): 0.294
Average time cost for computation per iteration(ms): 22.413

Process finished with exit code 0
```

図 4-8 解析後の様子

計算で得られた結果は、result フォルダーの中に事前に設定した保存場所に csv ファイルとして保存される。例えば図 4-9 に示されたように、今回の解析例の計算結果は results/test-simulation に保存された。ただし、計算結果は大量にあるため、ここでは一部の出力結果だけを示す。

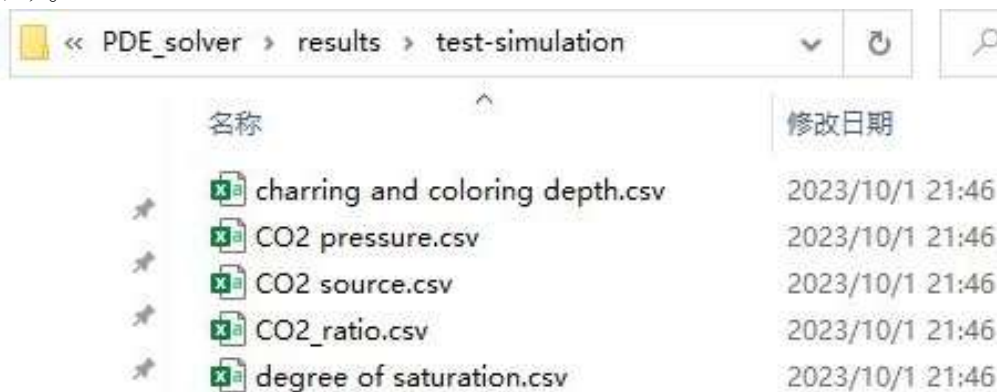


図 4-9 出力した計算結果 csv ファイル(一部)

4.5 本章のまとめ

本章は、2 章で示した各種支配方程式の数値計算手法を示した。また、各種計算式を用いて作成した数値計算プログラムの構成、計算の流れ、入力と出力の内容及び使用例を示した。

第4章 参考文献

- [1] S. V. Patankar, *Numerical heat transfer and fluid flow*. Hemisphere Publishing Corporation, 1980.
- [2] C. R. Harris *et al.*, “Array programming with NumPy,” *Nature*, vol. 585, no. 7825, pp. 357–362, 2020, doi: 10.1038/s41586-020-2649-2.
- [3] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, 山口純一, “各種木材の熱分解速度の測定と反応速度パラメータの推定,” 日本火災学会論文集, vol. 71, no. 2, 2021.
- [4] P. Virtanen *et al.*, “SciPy 1.0: fundamental algorithms for scientific computing in Python,” *Nat. Methods*, vol. 17, no. 3, pp. 261–272, 2020, doi: 10.1038/s41592-019-0686-2.

第5章 コーンカロリメーターによるカラマツ集成材加熱実験

本章は、コーンカロリメーターによるカラマツ集成材加熱実験の内容を示す。5.1節で実験の概要を示し、5.2節では実験で使用する試験体について述べる。5.3節では、温度や含水率など各種物理量の測定方法を述べる。5.4節は測定結果を示す。

本章の内容は著者らが Fire Technology に投稿した論文[1]を基に加筆したものである。

5.1 実験の概要

99mm×99mm×50mm カラマツ集成材試験体をコーンカロリメーターで 50kW/m² の強度で 10分～50分加熱した。加熱が開始した後にイグナイター(点火装置)で試験体表面から発生した可燃性の熱分解ガスに着火させる。着火後にはイグナイターを撤去した。加熱が終了した後、試験体をセラミックファイバーの上に移動し、室温の空气中で冷却した。図5-1に実験中の様子を示す。試験体は放射加熱により燃焼している。

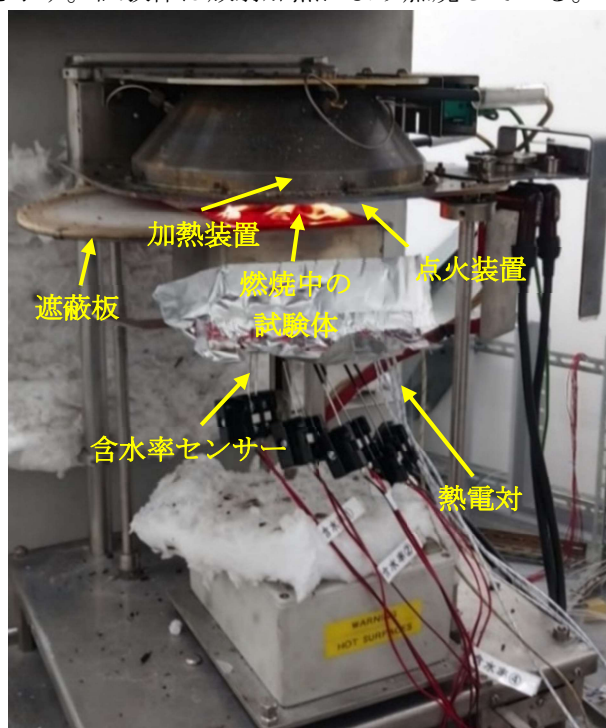


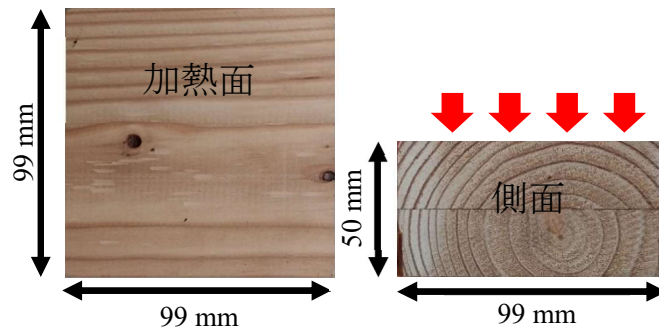
図 5-1 実験の様子[1]

実験をする時に、試験体の表面温度、発熱速度、温度分布、含水率を測定した。加熱終了後には、試験体を中心部から切断して、焼失深さ、炭化深さと変色深さを測定した。

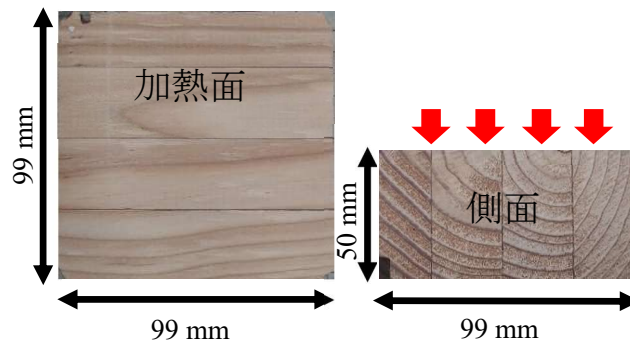
5.2 試験体

本実験では 99×99×50mm のカラマツ集成材製の試験体を用いた。99×99mm の方向から加熱をした。加熱面が板目と加熱面が柾目の試験体をそれぞれ 10体使用し、全体では 20回の実験を行った。試験体のラミナ厚さは約 25mm であった。

試験体の名称は、加熱面の繊維方向-加熱時間-実験回数のように付けた。例えば、板目-10-1 は板目、加熱 10 分の 1 回目実験である。図 5-2 に実験で使用した板目試験体と柾目試験体の例を示す。ただし、柾目試験体を作成する際は繊維方向を完全に統一することが難しいため、方向が柾目と板目の木材が混合している。



(a) 板目試験体の例: 板目-40-1



(b) 桁目試験体の例: 桁目-50-2

図 5-2 板目と桁目試験体の例[1]

加熱途中の側面からの酸素供給を防ぐため、実験する前に試験体の側面にアルミテープを包んで酸素の流入を防止した。ただし、板目-40-2と板目 50-1の実験では実験途中で側面のアルミテープが損傷して空気が流入して燃焼が再開した。上記の二つの実験を失敗として、追加の板目-40-3の実験を行った。実験条件のまとめを表 5-1 に示す。括弧で囲んだ条件は失敗した実験である。

表 5-1 実験条件のまとめ

種類/時間	10分	20分	30分	40分	50分
板目	板目-10-1 板目-10-2	板目-20-1 板目-20-2	板目-30-1 板目-30-2	板目-40-1 (板目-40-2) 板目-40-3	(板目-50-1)
桁目	桁目-10-1 桁目-10-2	桁目-20-1 桁目-20-2	桁目-30-1 桁目-30-2	桁目-40-1 桁目-40-2	桁目-50-1 桁目-50-2

実験を実施する前に、試験体を温度 23 度、相対湿度が 50%の恒温室で一か月養生した。試験体に熱電対をつけて加工するため重量の測定を行わなかったが、実験で使用する試験体と同じロットから作成した試験体サンプルの気乾密度は、板目試験体 $565 \pm 16.8 \text{ kg/m}^3$ 、桁目試験体 $531 \pm 18.3 \text{ kg/m}^3$ である。ここの数字は、平均値 \pm 不偏標準偏差(分子が n-1 のもの)を意味する。

試験体の常温付近の熱伝導率は、非定常熱線法より測定した。図 5-3 に測定装置の概要を示す。熱伝導率の測定も気乾密度と同様に、同じロットから作成した試験体サンプルから行った。熱伝導率の平均値は、板目試験体 $0.221 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ 、桁目試験体 $0.177 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ であった。

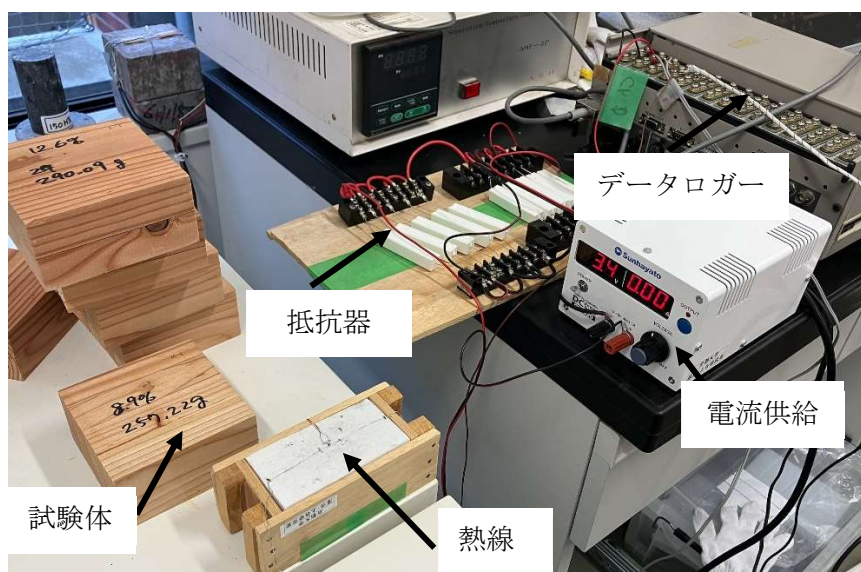


図 5-3 熱伝導率測定装置の様子

試験体の初期含水率は、試験体の表面から高周波木材水分計を用いて測定した。測定の結果、板目試験体は 15.1 ± 1.6 wt.%、柾目試験体は 13.5 ± 2.7 wt.%であった。

5.3 測定方法

本節では温度、含水率、発熱速度と炭化深さの測定方法について述べる。

5.3.1 センサーの配置方法と種類

試験体の内部温度と含水率は、K 型熱電対 (0.65mm ϕ 、ガラス被覆) とステンレス電極製の含水率センサーを試験体の内部に挿入して測定した。図 5-4 に温度及び含水率センサーの配置を示す。K 型熱電対と含水率センサーは、いずれも試験体の 10~40mm 位置に 10mm 間隔で設置した。また、試験体の底面に同種類の K 型熱電対を設置し、試験体底面の温度を測定した。電極間の電気抵抗の数値は絶縁抵抗計(共立 KEW3551, 0.01M Ω - 4,199M Ω)またはデータロガー(江藤電気, CADAC-3, 0-650k Ω)で測定を行った。

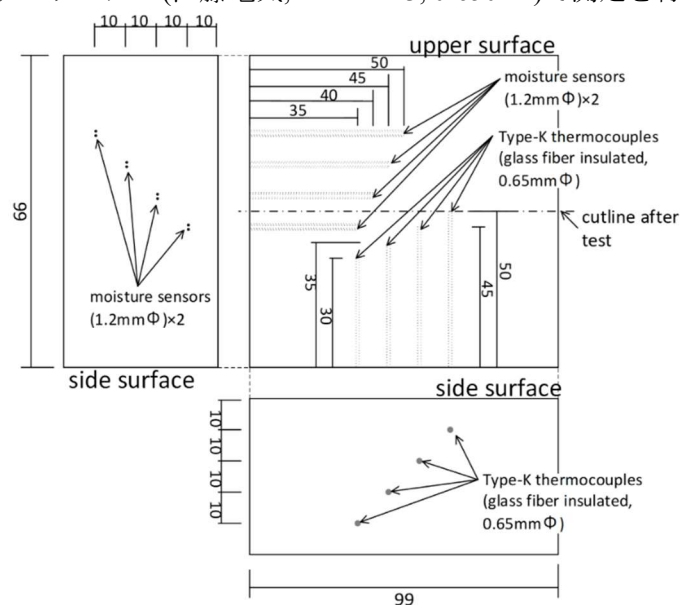


図 5-4 熱電対と含水率センサーの配置図[1]

5.3.2 含水率の測定方法

加熱を受ける木質部材内部の含水率の変化を把握するため、部材内部の含水率を非破壊的な方法で即時的に測定することが望ましい。これまで NMR 法や電気抵抗法など様々な含水率測定法が開発されたが[2][3]、NMR 法などの方法は特殊な測定設備が必要であり、火災加熱を受ける木材のような高温時の測定に適用できるわけではないため、本研究では電気抵抗法で含水率を測定する。前節で示したように、ステンレス製電極の含水率センサーを挿入し、電極間の絶縁抵抗を測定して含水率に換算した。含水率センサーは、間隔が 5mm で設置された二つのステンレス電極で組成される。電極の先端 10mm 位置が露出され、他の部分は絶縁材料で包んだ。図 5-5 に測定で使用したステンレス製電極の含水率センサーの写真を示す。

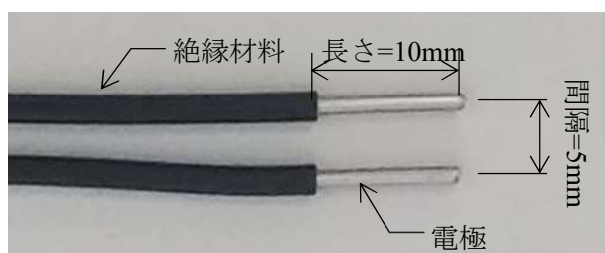


図 5-5 測定で使用した含水率センサー[1]

電気抵抗法で含水率を測定するためには、電気抵抗と含水率の関係を較正する関係式が必要である。以下では、そのための関係式の導出を行う。一般に、部材の含水率と電気抵抗は、式(5-1)で表すことができる[4]。

$$\ln \tilde{r} = -a \ln w + b \quad (5-1)$$

ただし、 w は含水率[kg/kg]、 \tilde{r} は電気抵抗[MΩ]である。 a と b は較正により求める係数である。式(5-1)により、含水率と電気抵抗のデータがあれば、 a と b を回帰で算出することができる。ここで、James[5]が 300K の時に測定した Western Larch の含水率-電気抵抗データを用いて式(5-1)の中の係数を較正する。James の測定では、電極間距離は 31.75mm であった。表 5-2 に James の測定結果を示す。

表 5-2 James[5]の含水率-電気抵抗測定結果

含水率[%]	7	8	9	10	11	12	13
電気抵抗[MΩ]	39800	11200	3980	1445	560	250	120
含水率[%]	14	15	16	17	18	19	20
電気抵抗[MΩ]	63	33.9	19.9	12.3	7.6	5.02	3.39
含水率[%]	21	22	23	24	25		
電気抵抗[MΩ]	2.29	1.62	1.20	0.87	0.66		

表 5-2 のデータを用いて回帰を行い、式(1)の中の係数を算出した。回帰で得られた結果を図 5-6 に示す。回帰結果による係数は $a = 8.667$ 、 $b = -12.714$ であった。

回帰で得られた数値を用いて、電気抵抗と含水率の関係は式(5-2)で表すことができる。

$$\ln \tilde{r} = -8.667 \ln w - 12.714 \rightarrow \tilde{r} = \exp(-8.667 \ln w - 12.714) \quad (5-2)$$

電気抵抗は含水率と関連するだけではなく温度にも影響される。Vermaas[4]によると、比導電率と温度 T は式(5-3)に示す関係がある。

$$c = \theta e^{-\frac{E}{RT}} \quad (5-3)$$

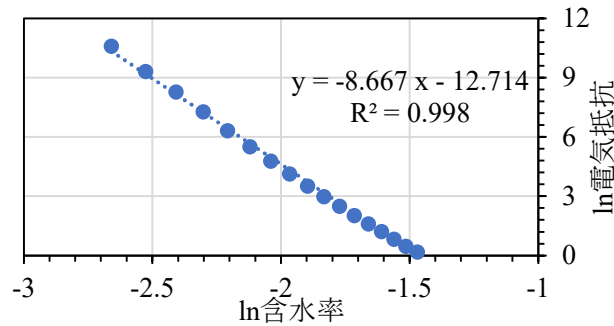


図 5-6 James の結果[5]による $\ln w - \ln \tilde{r}$ の回帰結果図[1]

ただし、 c は比導電率 [$\text{M}\Omega^{-1}\text{m}^{-1}$]、 T は温度[K]、 E は活性化エネルギー[J/mol]、 R は気体定数[8.314 J/(mol·K)]、 θ は定数である。電気抵抗は比導電率の逆数であるため、式(5-4)に電気抵抗と比導電率の関係を表すことができる。

$$\tilde{r} = \theta' e^{\frac{E}{RT}} \quad (5-4)$$

ただし、 r は電気抵抗 [$\text{M}\Omega$]、 θ' は定数である。式(5-4)中の電気抵抗値を基準温度 T_0 の電気抵抗から割って、そして式(5-2)で得られた基準温度(300K)での電気抵抗値を代入すると、式(5-5)で任意温度の電気抵抗値を表すことができる。

$$\tilde{r}(T) = \tilde{r}(T_0) e^{\frac{E}{R}(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0})} = e^{\frac{E}{R}(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0})} e^{-12.714} W^{-8.667} \quad (5-5)$$

Davidson [6] (文献[4]から引用)によると、前述の電気抵抗式の中の活性化エネルギーは含水率と樹種により変化し、各種樹種に対しては含水率に対する指数関数で表すことができる。しかし、活性化エネルギーを含水率に対する指数関数で表すと、式(5-5)の逆関数を求めることが困難になる。そのため、ここでは Vermaas[7]がまとめた既往の研究者が報告した各種木材の活性化エネルギーの平均値を使用した。その平均値は、24%の含水率にて $E=43,300\text{J/mol}$ である。活性化エネルギーは含水率の変化により変化するが、24%含水率の時の活性化エネルギーは 12%含水率の時の約 60%~70%であるため、数値を一定にしても大きな誤差は生じない。

James の実験と本研究の実験で測定をする時に使用した電極の間隔と長さが異なるため、含水率を計算する際は電気抵抗を換算する必要がある。ここで、本研究の試験体と James の実験の試験体比導電率が一致するように想定すると、式(5-6)に電気抵抗の換算式を示す。

$$\tilde{r}_1 = \frac{A_2/l_2}{A_1/l_1} \tilde{r}_2 \quad (5-6)$$

ただし、 \tilde{r} は電気抵抗 [$\text{M}\Omega$]、 A は電気抵抗の面積、 l は電気抵抗の長さである。下付き文字の 1 と 2 はそれぞれ James の実験で測定した電気抵抗データ及び本研究の実験で測定した電気抵抗である。

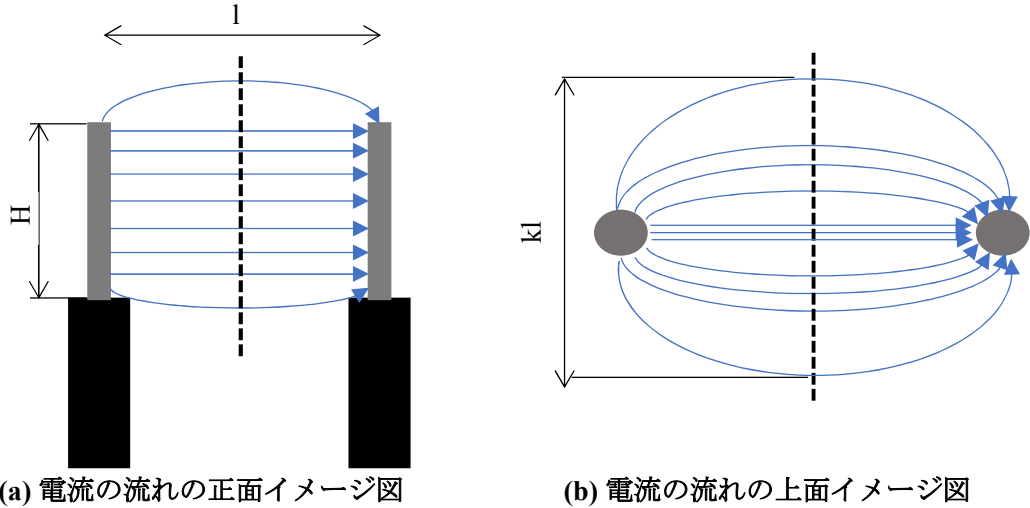
二つの電極の間で流れる電流は図 5-7 に示す。電流は電極と垂直方向から流れるだけでなく、上部と下部でも円形のように流れる。そのため、電流が流れる総面積は式(5-7)のように、上部と下部の半円形の面積と中心部の長方形部分の総和で求める。

$$A = kHl + \frac{\pi}{4} k^2 l^2 \quad (5-7)$$

式(5-7)を電極間隔 l で割ると、電気抵抗の換算に必要な A/l は式(5-8)のように表すことができる。

$$\frac{A}{l} = kH + \frac{\pi}{4}k^2l \quad (5-8)$$

本研究の電極間隔は 5mm であり、James の電極間隔は 31.75mm(5/4inch)である。電極の長さについては、本研究の電極の長さは 10mm であり、James の電極長さは 7.9375mm (5/16 inch)である。これらの数値を式(5-8)に代入すると、電気抵抗換算用の A/l は式(5-9)と式(5-10)から計算できる。



(c) 電流が流れる断面積(aとbの破線部分)
図 5-7 含水率測定用電極の間での電流の流れ[1]

$$\frac{A_1}{l_1} = kH_1 + \frac{\pi}{4}k^2l_1 = 0.25 \times 7.9375 + \frac{\pi}{4} \times 0.25 \times 0.25 \times 31.75 = 3.543 \quad (5-9)$$

$$\frac{A_2}{l_2} = kH_2 + \frac{\pi}{4}k^2l_2 = 0.25 \times 10 + \frac{\pi}{4} \times 0.25 \times 0.25 \times 5 = 2.745 \quad (5-10)$$

上記の数値を用いて、電気抵抗の換算係数 $(A_2/l_2)/(A_1/l_1)$ は $2.745/3.543 = 0.775$ となる。式(5)の逆関数を求め、更に電気抵抗の換算係数を代入すると、式(5-11)を用いて本研究で用いた含水率センサーの電気抵抗から含水率を計算することができる。

$$w = \left(\frac{0.775\tilde{r}_2}{e^{\frac{E}{R}\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right)} e^{-12.714}} \right)^{-0.115} \quad (5-11)$$

$$= \left(e^{\frac{E}{RT_0}} e^{12.714} 0.775\tilde{r}_2 e^{\frac{-E}{RT}} \right)^{-0.115} = \left(8.921 \times 10^{12} \tilde{r}_2 e^{\frac{-E}{RT}} \right)^{-0.115}$$

ただし、 E/R は概ね 5207 である。

5.3.3 発熱速度の測定方法

発熱速度は酸素消費法により計算する。有機系の各種可燃物が燃焼する時に、単位質量の酸素消費当たりに生成する熱量は概ね一致であり、平均値は約 13100kJ/kg[8]である。このことを利用して、燃焼による酸素消費量を測定して発熱量を推定できる。コーンカロリーメーター装置では上記の原理に従って、燃焼生成ガスを全て捕集して分析し、酸素消費速度から発熱速度を算出する。本実験では算出した発熱速度を用いる。

5.3.4 焼失深さ、炭化深さ、変色深さの測定方法

加熱が終了し冷却した後、試験体を中心から切断し、切断面に示した焼失と炭化状況から焼失深さ、炭化深さと変色深さを測定した。測定をする際は、まず目視で焼失先端、炭化先端と変色先端を確認した。また、炭化層に触って、爪で簡単に切れる脆い炭化層の先端を確認する。また、焼失面先端の定義は試験体の最上部の炭が無くなった部分である。脆い炭化層の先端は爪で簡単に切れる炭化層の先端位置である。炭化層先端の定義は目視による炭化層と変色層の境界面である。変色先端の定義は、試験体の変色し始めた位置である。図 5-8 に例として焼失先端、炭化先端と変色先端の位置を示す。脆い炭化層の位置は図上に示すことが難しいため、ここでは示されていない。

前述の定義により、焼失深さ実質的に表面の総縮退量を表している。表面の縮退は赤熱による炭化層の焼失によるだけでなく、熱分解が発生した後も起こるため、定義した焼失深さは実質的に焼失と収縮の両方が含まれる。ただし、焼失量と収縮量を分けて測定することが極めて難しいため、以下では焼失と収縮の総和を焼失深さとして命名する。



図 5-8 焼失、炭化と変色深さの例(柁目-30-2)

先端の位置を確定した後、先端から底面までの距離を測定して、その後に試験体の厚さからその数値を引く。計算式で表すと式(5-12)となる。

$$L = 50 - \Delta L_{front, rear} \quad (5-12)$$

ただし、 L は4種類(焼失、脆い炭化、炭化、変色)の深さ、 $\Delta L_{front, rear}$ は4種類の先端から底面までの距離である。測定は精度が1mmの鋼尺で行った。

5.3.5 表面温度の測定方法

加熱時の試験体表面温度は、赤外線カメラを用いて測定した。ただし、50kW/m²の強度で加熱した試験体表面に発生した燃焼は非常に激しく、加熱開始後約1分~2分間の時に多くの実験の測定値は既に赤外線カメラの測定可能範囲(約670°C)を超えた。そのため、分析をする際は加熱開始後1分以内のデータのみを用いる。

5.4 実験結果

本節では、実験で測定した発熱速度、試験体内部温度や含水率などの結果を示す。

5.4.1 実験時の様子

図 5-9 に実験時の試験体側面から撮影した試験体の燃焼の様子を示す。ここでは、代用として加熱時間が最も長い板目-50-1 と柁目-50-1 の 2 回実験を例として示す。

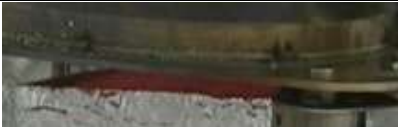




















時間	板目-50-1	柁目-50-1
0分10秒		
0分30秒		
1分		
5分		
10分		
15分		
20分	欠測	
25分	欠測	
30分	欠測	
35分		
40分		
45分		



図 5-9 板目-50-1 と 柁目-50-1 の燃焼発生時の様子

板目試験体と柁目試験体では、実験開始後 10 秒時に試験体表面からの煙の発生が観測される。30 秒時に急激な燃焼が開始し、約 5 分時まで継続する。5 分以降は燃焼が安定し、実験終了時まで燃焼が安定的に継続する。板目 50-1 の実験で 35 分以降に表面の火炎が再び激しくなっているのは、試験体の側面が燃焼しているためと考えられる。全般的に、柁目試験体の燃焼は板目試験体より激しい。

5.4.2 表面温度、着火時間、着火温度及び発熱速度

赤外線カメラで測定した試験体の 0~60 秒での表面温度を図 5-10 に示す。緑線は板目試験体、赤線は柁目試験体の表面温度である。試験体の表面温度は加熱開始後に迅速に上昇し、10~30 秒で着火して温度が急上昇する。

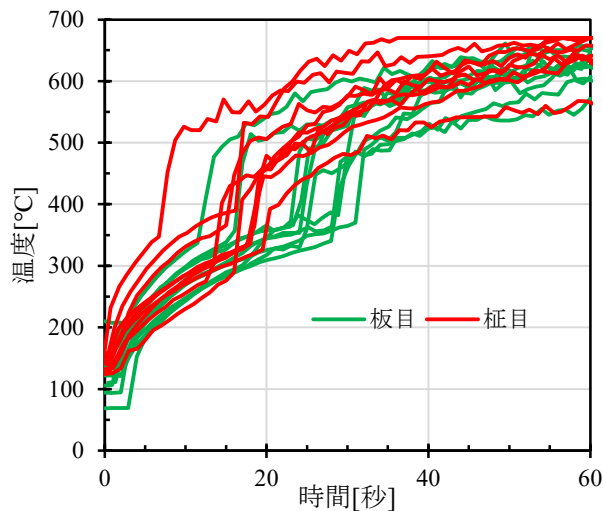


図 5-10 表面温度[1]

上記の表面温度から着火温度を導出する。ここで前述の考え方に従って、試験体の表面温度が急激に上昇する位置を試験体が着火したとして判断し、急上昇前の温度を着火温度とする。表 5-3 に試験体の着火温度と着火時間のまとめを示す。ただし、ここでの正負は全体の不偏標準偏差である。

表 5-3 試験体の着火温度と着火時間[1]

	着火温度[°C]	着火時間[s]
板目	360.2±13.9	23.87±6.02
柁目	339.6±31.3	15.67±3.83

表 5-3 のデータにより、板目試験体と比べると、柁目試験体の着火温度が低く、着火時間も早いことが分かる。カラマツ材は年輪の構造により、層ごとの局所密度の違いがある。柁目材で燃焼が発生する時は高密度の部分と低密度の部分は同時に燃焼が発生することができるが、板目材では密度が高い年輪層の燃焼が終了しないと密度が低い年輪層の燃焼が発生しない。密度が高い材料は熱伝導の性質により升温しにくいいため、結果的には板目試験体は柁目試験体より着火しにくく、着火時間も長くなった。

試験体の等価熱慣性は着火時間を用いて推定することができる[9]。試験体が熱的に厚い固体であるか、または熱的に薄い固体であるかにより、等価熱慣性の計算式が異なる。試験体は熱的に厚い固体である場合、式(5-13)の関係がある[10]。

$$\frac{L}{\sqrt{\alpha t_{ig}}} \geq 4 \quad (5-13)$$

ただし、 L は試験体厚さ[m]、 α は熱拡散率[m²/s]、 t_{ig} は着火時間[s]である。本研究で使用する試験体のデータを代入して概算すると、板目は

$$\frac{0.05}{\sqrt{\frac{0.221}{565 * 1210} * 23.87}} \approx 18 \geq 4 \quad (5-14)$$

となり、柾目は

$$\frac{0.05}{\sqrt{\frac{0.177}{531 * 1210} * 15.67}} \approx 24 \geq 4 \quad (5-15)$$

となる。ただし、比熱では Dunlap の式[11]から算出した 20°C時の比熱を用いた。式(5-14)と式(5-15)により、板目試験体と柾目試験体はいずれも熱的に厚い固体であることが分かる。Quintiere[12]により、熱的に厚い固体に対して、未着火時の表面からの熱損失を無視すると、式(5-16)のように着火時間を表すことができる。

$$t_{ig} = \frac{\pi}{4} k \rho c \left(\frac{T_{ig} - T_{\infty}}{q} \right)^2 \quad (5-16)$$

式(5-16)を熱慣性の形に変形すると、式(5-17)になる。

$$I = \sqrt{k \rho c} = \frac{q}{T_{ig} - T_{\infty}} \sqrt{\frac{4 t_{ig}}{\pi}} \quad (5-17)$$

着火温度、着火時間と周辺温度を式(5-17)に代入すると、有効熱慣性の計算ができる。板目試験体の有効熱慣性は 0.817±0.102 kJ/(m²・°C・s^{1/2})であり、柾目試験体の有効熱慣性は 0.713±0.123 kJ/(m²・°C・s^{1/2})である。偏差は最大で約 15%存在するが、板目試験体の熱慣性は柾目試験体より明らかに大きい。

試験体の発熱速度を図 5-11 に示す。加熱開始直後には表層部の木材が急激に熱分解して大量な可燃性ガスが生成した。その結果、発熱速度も最大で約 190kW/m²まで上昇した。その後、炭化層が形成すると可燃性ガスの生成量は急激に減少し、燃焼も定常的になり、10分頃からは約 50kW/m²の発熱速度で燃焼が継続した。

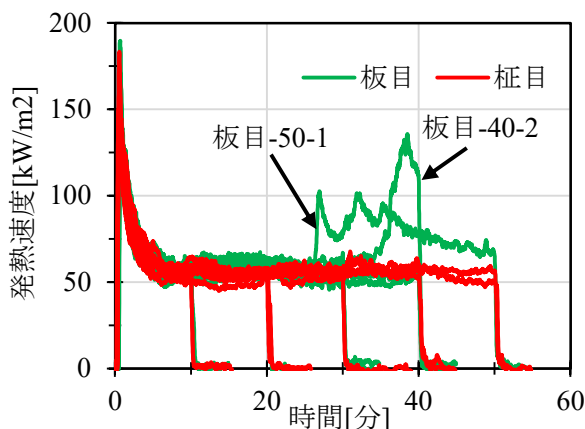
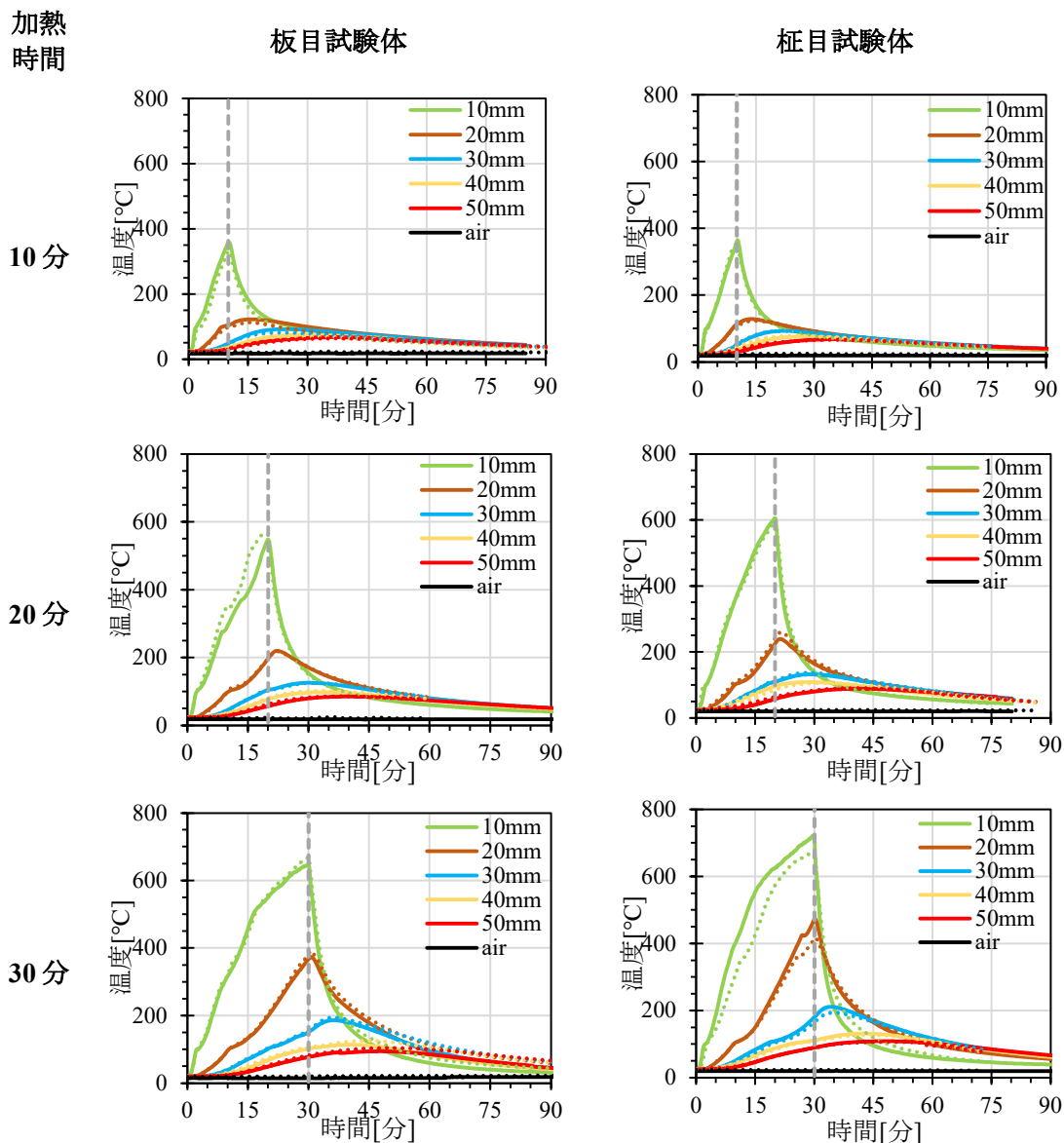


図 5-11 試験体発熱速度[1]

板目-50-1の試験体では加熱開始後25分時に、板目-40-2の試験体は加熱開始後約35分時に、発熱速度に第二のピークが発生した。これは、試験体の側面を包んだアルミテープが燃焼により損傷し、試験体の側面から燃焼が起こったためである。

5.4.3 試験体内部温度

図 5-12 に熱電対で測定した試験体内部温度を示す。ここで、実線は1回目の実験、破線は2回目の実験で測定した温度分布の結果を示す。



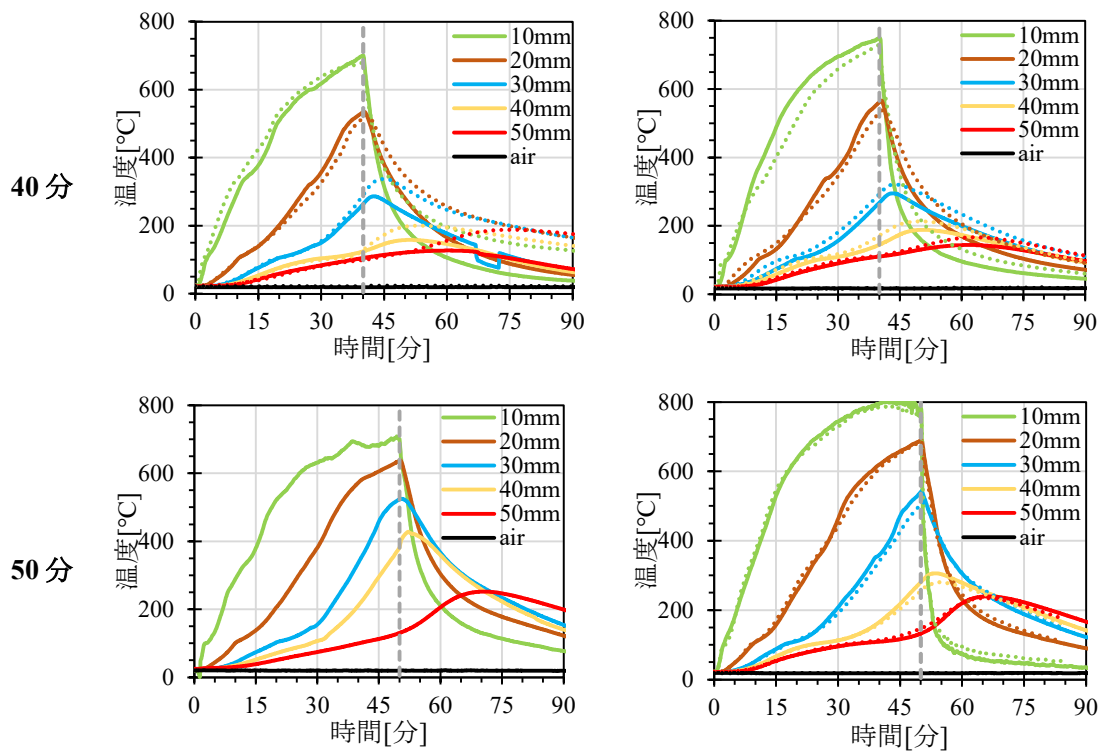


図 5-12 試験体内部温度分布[1]

加熱開始後に試験体内部各位置の温度が加熱側から順番に上昇し始める。温度が 100°C の時に試験体の温度上昇が緩やかになり、温度の平坦部が発生した。平坦部の前半は水蒸気の吸着による発熱、後半は液水の脱着による吸熱のためであると考えられる。試験体の裏面(非加熱面)に近くなるほど平坦部の長さが長くなる。それは、裏面に近いほど吸着する水蒸気量が多くなることと、伝導熱流が小さくなり液水脱着に要する時間が長くなったためであると考えられる。250°C付近から急激になる木質部材の熱分解反応も吸熱反応であるが、250°C付近では水分吸着・脱着に関する温度上昇が平坦になるような状況にはならない。それは熱分解が発生した後に生成した可燃性ガスが燃焼し、生成した熱量が熱分解反応の熱源となるためであろう。

加熱終了後は、試験体の表面および内部温度が下降し始める。試験体表面と近い位置に関しては、加熱終了直後から温度下降が始まった。試験体表面から遠い位置では加熱停止直後は温度上昇がまだ継続していたが、一定の時間が経過した後に温度が下降に転じた。

加熱時間が 20 分～50 分の実験では、10mm 以外の位置の温度は加熱停止後に概ね様な温度に収束した。ただし、10mm 位置では表面の焼失により熱電対が空気と接触した可能性がある。その結果、加熱が停止して冷却の段階に入った後に常温の空気に接触して冷却されて温度が急激に下がった。

板目と柾目を比べると、柾目試験体の最高温度は板目試験体の最高温度より高い。柾目試験体では、軟質部（早材）の燃焼が激しいためであると考えられる。

5.4.4 焼失、炭化、変色深さ及び温度

加熱後に、試験体を中心から加熱面と垂直な方向で切断した。図 5-13 に切断面のスキャン画像を示す。焼失深さ、脆い炭化深さ、炭化深さと変色深さは前の節で述べた方法に從

って 1mm 精度の鋼尺で測定した。一つの試験体に対して測定を 2 回行い、測定結果の平均値を用いた。試験体の様子によると、炭化深さは加熱時間の増加により増加していることが明らかである。また、ほぼすべての試験体の炭化層では 3~4 個の亀裂が存在し、亀裂深さは炭化深さと概ね一致する。板目-40-2 の試験体と板目-50-1 の試験体は試験体の側面で包んだアルミテープが損傷したため、試験体の側面から燃焼が発生し、試験体の炭化は側面で燃焼が起こっていない実験より激しい。

加熱時間	板目試験体		柎目試験体	
	No.1	No.2	No.1	No.2
10分				
20分				
30分				
40分				
50分		N.A.		

図 5-13 試験体の切断面[1]

測定で得られた 4 種類の深さを図 5-14 に示す。50 分加熱後の炭化深さの平均値は板目試験体で 33mm、柎目試験体で 36mm である。炭化速度は 0.72~0.76mm/分であり、既往の大規模の実験で得られた結果と概ね一致している。変色深さは 10 分加熱実験で約 12mm であり、50 分加熱実験では試験体が完全に炭化した。変色速度は全体的に約 0.98~1.00mm/分である。焼失深さは炭化深さの約 1/3~1/4 である。焼失深さ、炭化深さ、変色深さは板目試験体と柎目試験体のいずれに対しても概ね加熱時間の増加とともに線形的に増加する。柎目試験体の各種深さは板目試験体の各種深さよりやや大きい。

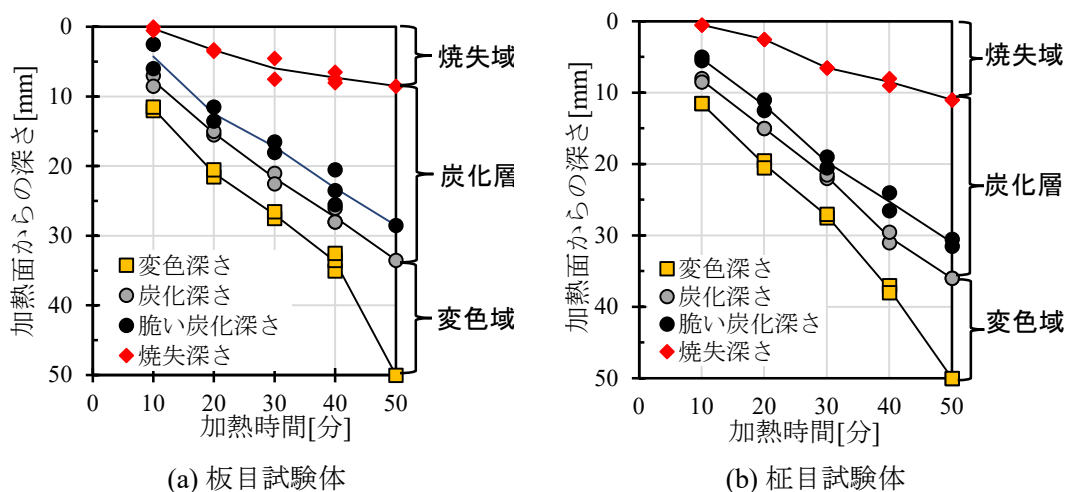


図 5-14 焼失、炭化と変色深さ[1]

試験体の温度履歴と炭化及び変色深さの測定値を用いて、炭化温度と変色温度を推定した。推定方法の説明と併せて、図 5-15 に板目-30-1 の温度分布及び炭化深さを示す。

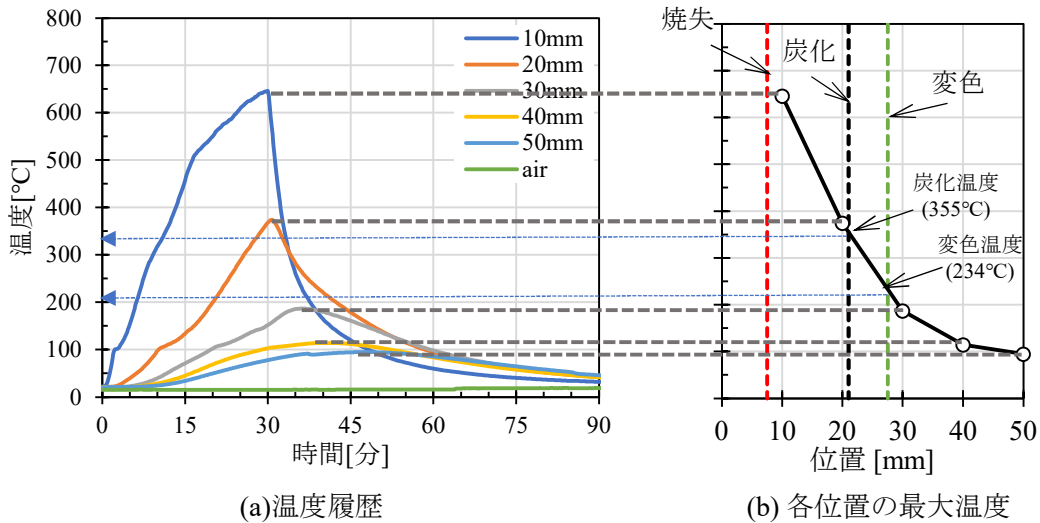


図 5-15 板目-30-1 の温度履歴と炭化深さ[1]

推定をする際は、各測定点の温度履歴から各位置での最大温度を抽出する。各測定点の間の最大温度は、線形補間で求める。図 5-15(b)の黒い実線は各位置の温度実測値から求めた最大温度の分布である。測定した焼失深さ、炭化深さおよび変色深さを図上にプロットする。図 5-15(b)の赤色破線、黒色破線と緑色破線はそれぞれ試験体の焼失深さ、炭化深さと変色深さを示している。これらの線が最高温度の分布との交点を求め、交点に対応する温度をそれぞれ炭化温度と変色温度とする。図 5-15 に示した例では、変色温度は約 234℃、炭化温度は約 355℃である。

前述の方法を用いて全ての試験体の炭化温度及び変色温度を推定した。その結果を図 5-16 に示す。板目試験体の炭化温度は 336.3~491.1℃であり、変色温度は 206.0~311.9℃である。炭化温度と変色温度の平均値はそれぞれ 380.6℃と 253.8℃である。柱目試験体に関しては、炭化温度が 285.1~429.4℃であり、変色温度が 221~329.8℃である。炭化温度と変色温度の平均値はそれぞれ 381.2℃と 263.5℃である。

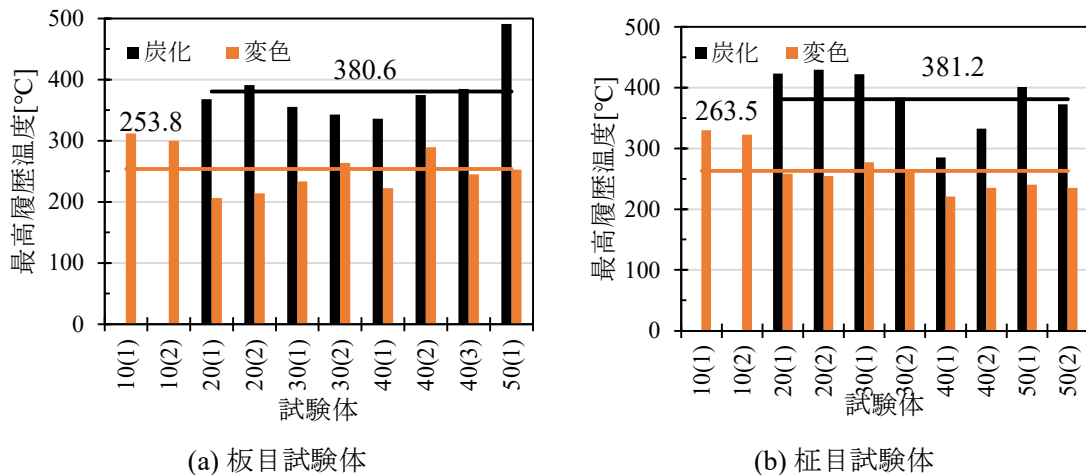


図 5-16 炭化温度と変色温度の推定結果[1]

板目試験体のばらつきは柱目試験体より大きいですが、炭化と変色温度の平均値は 2 種類の試験体で大きな違いがなく、いずれも約 380℃(炭化温度)と 260℃(変色温度)であった。既

往の研究では 288°C[13]([14]から引用)、260°C[15]または 300°C[16]などの炭化温度が報告されているが、今回の実験で推定した炭化温度はいずれの結果よりも高かった。

3.11 節で示した TGA 実験の結果により、木質部材の熱分解による質量減少は 200°C付近から始まり、250°C付近から急激になる。約 350°C付近の時に質量減少の速度がピークになり、380°C以降では熱分解による質量減少速度が遅くなり、比較的ゆっくり分解が進行する。そのため、前述の 260°C(変色温度)は炭化が始まる温度、380°C(炭化温度)は炭化がほとんど終了する温度と対応すると考えられる。

5.4.5 含水率

含水率の測定結果は図 5-17 に示す。測定時には、データロガーと絶縁抵抗計を用いて電気抵抗を測定したが、絶縁抵抗計のみ実験結果を正しく測定できたため、ここでは絶縁抵抗計で得られた結果を示す。

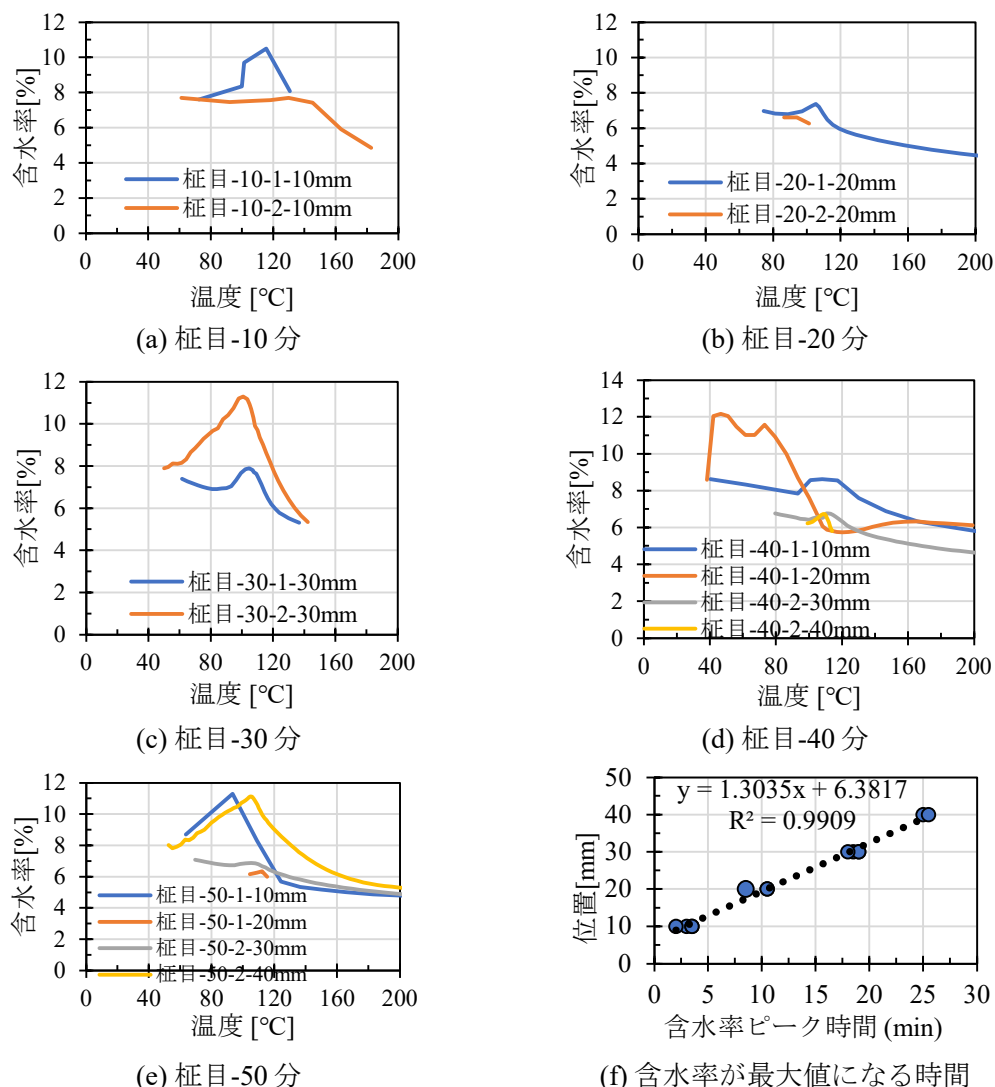


図 5-17 含水率の測定結果[1]

含水率は 100~120°Cの時にピーク値に到達する。その後、含水率の下降が始める。含水率の数値そのものは実験ごとに、また、測定位置ごとに異なりバラツキが大きい、含水率が最大となる時の温度はほとんど一致し、100°C~120°Cの間になる。その温度は自由水

の沸騰温度(100℃)よりも少し高く、導管内部の圧力が上昇していることが推定される。また、柵目-40の1回目実験は20mm位置だけ含水率ピークが約40℃の時に生じているが、これは測定の問題による可能性が高いと考えられる。

加熱過程中の含水率上昇と下降は木質部材内部での水分の吸着と脱着によると考えられる。試験体を加熱すると空隙内部の平衡蒸気圧が上昇し、水蒸気分圧より高くなると脱着が発生する。生成した大量の水蒸気により空隙内圧力が上昇し、圧力勾配により水蒸気が非加熱面に向かって移動する。平衡蒸気圧が低い低温部まで移動すると、水蒸気分圧が平衡蒸気圧より高くなるため、水蒸気が吸着して含水率が上昇する。上記の変化は位置の違いにより発生する時間の前後が存在するが、いずれも同様な吸着-脱着過程であるため各位置でピークが到達する温度がほとんど一致する。

含水率が最大値になった時刻(測定問題が発生した柵目-40-1, 20mmを除く)をまとめたグラフを図5-17(f)に示す。含水率ピークの移動速度は図に示す回帰式の勾配から判断すると概ね1.3mm/分である。ただし、回帰式は原点を通過しないため、加熱側表面付近での水分挙動は内部とは異なることが示唆される。加熱側表面に近い部分では、加熱に伴い含水率が上昇することなく単調に減少するためであろう。

5.5 本章のまとめ

カラマツ集成材試験体のコーンカロリメーター加熱実験を行い、試験体の内部温度、表面温度、発熱速度、含水率と焼失・炭化・変色深さを測定した。

内部温度の測定結果は水分の脱着による100℃付近で温度の横ばいが存在し、非加熱面に近くなると横ばい時間が長くなる。非加熱面に近い部分は水分の再吸着量が多いこと、伝導熱流が少なく、水分脱着に長時間を要することが理由と考えられる。柵目試験体の最大温度は板目試験体の最大温度より高く、早材部への熱侵入と燃焼が激しくなるためと考えられる。

表面温度は、加熱開始直後に急速に上昇した。表面温度の急変が発生した点から着火温度と着火時間を推定すると、板目試験体の着火温度は $360.2\pm 13.9^{\circ}\text{C}$ 、着火時間は 23.87 ± 6.02 秒である。柵目試験体の着火温度は $339.6\pm 31.3^{\circ}\text{C}$ 、着火時間は 15.67 ± 3.83 秒である。柵目試験体は全体的に板目試験体より着火しやすい傾向がある。

発熱速度については、全ての試験体で燃焼開始直後に急激に上昇し、ピーク値は最大で約 $190\text{kW}/\text{m}^2$ であった。ピークに到達した後は急激に減少し、10分時に $50\text{kW}/\text{m}^2$ になり、その後はほぼ一定値であった。発熱速度については、板目試験体と柵目試験体の差はほとんどなかった。

含水率は電気抵抗法で測定した。含水率の実測値は実験と位置の違いにより多少異なっているが、変化のパターンはほとんど同様である。温度が60~80℃付近から含水率が上昇しはじめ、100~120℃の位置で最大となる。温度が更に上昇すると含水率が下降し始める。含水率ピークの移動速度は概ね1.3mm/分である。

試験体の焼失深さ、炭化深さ、変色深さは加熱時間の増加によりほぼ線形的に増加する。炭化速度の平均値は約0.72~0.76mm/分であり、既往の研究で報告された大規模実験での値と概ね一致した。変色速度の平均値は約0.98~1.00mm/分である。温度履歴と炭化/変色深さから推定した炭化温度と変色温度はそれぞれ約380℃と260℃である。既往の研究で報告された値よりも高くなるが、熱重量分析(TGA)の結果と比べると炭化温度は概ね急激な熱分解が終了した温度と対応し、変色温度は概ね急激な熱分解が開始する温度と対応するた

め、炭化温度と変色温度は正確に推定されたと考えられる。

第5章 参考文献

- [1] A. Sun, K. Harada, and D. Nii, “Experimental Research on Moisture Transfer, Burning and Charring Behavior of Glue Laminated Larch under Fire Heating using Cone Calorimeter (Accepted 2024.1),” *Fire Technol.*, 2024.
- [2] S. Roels *et al.*, “A Comparison of Different Techniques to Quantify Moisture Content Profiles in Porous Building Materials,” *J. Build. Phys.*, vol. 27, no. 4, pp. 261–276, 2004, doi: 10.1177/1097196304042117.
- [3] T. Arends, A. J. Barakat, and L. Pel, “Moisture transport in pine wood during one-sided heating studied by NMR,” *Exp. Therm. Fluid Sci.*, vol. 99, no. June, pp. 259–271, 2018, doi: 10.1016/j.expthermflusci.2018.08.004.
- [4] H. F. Vermaas, “D.C. resistance moisture meters for wood: Part I: Review of some fundamental considerations,” *South African For. J.*, vol. 121, no. 1, pp. 88–92, 1982, doi: 10.1080/00382167.1982.9628815.
- [5] W. L. James, “Electric Moisture Meters for Wood.,” *Gen. Tech. Rep. FPL-GTR-6, U.S. Dep. Agric.*, 1988.
- [6] R. W. Davidson, “The Effect of Temperature on the Electrical Resistance of Wood,” *For. Prod. J.*, pp. 160–164, 1958.
- [7] H. F. Vermaas, “D.C resistance moisture meters for wood. Part III: Temperature Correction of Moisture meter Readings for a Proposed new Moisture Meter(Calibrated for 20°C) for P.pinaster and P.radiata and Calibration Equations for a Commercial Moisture Meter,” *South African For. J.*, vol. 123, no. 1, pp. 63–71, 1982, doi: 10.1080/00382167.1982.9628855.
- [8] C. Huggett, “Estimation of rate of heat release by means of oxygen consumption measurements,” *Fire Mater.*, vol. 4, no. 2, pp. 61–65, 1980, doi: 10.1002/fam.810040202.
- [9] S. Lin, Y. Qin, X. Huang, and M. Gollner, “Use of pre-charred surfaces to improve fire performance of wood,” *Fire Saf. J.*, vol. 136, no. December 2022, p. 103745, 2023, doi: 10.1016/j.firesaf.2023.103745.
- [10] 小宮祐人, 原田和典., “表面材厚さと下地材の熱慣性を考慮した着火時間予測式,” 日本火災学会論文集, vol. 73, no. 2, p. 2023, 2023.
- [11] F. Dunlap, “The specific heat of wood,” 1912.
- [12] J. G. Quintiere, *Fundamentals of Fire Phenomena*. 2006. doi: 10.1002/0470091150.
- [13] E. L. Schaffer, “Charring Rate Of Selected Woods - Transverse To Grain,” *FPL Res. Pap.* 69, no. April, p. 1967, 1967.
- [14] A. Frangi and M. Fontana, “Charring rates and temperature profiles of wood sections,” *Fire Mater.*, vol. 27, no. 2, pp. 91–102, 2003, doi: 10.1002/fam.819.
- [15] J. Suzuki, T. Mizukami, T. Naruse, and Y. Araki, “Fire Resistance of Timber Panel Structures Under Standard Fire Exposure,” *Fire Technol.*, vol. 52, no. 4, pp. 1015–1034, 2016, doi: 10.1007/s10694-016-0578-2.
- [16] A. Frangi, M. Fontana, M. Knobloch, and G. Boichicchio, “Fire behaviour of cross-laminated solid timber panels,” *Proc. 9th Int. Symp. Fire Saf. Sci.*, pp. 1279–1290, 2008, doi: 10.3801/IAFSS.FSS.9-1279.

第6章 小型炉によるカラマツ集成材壁試験体の ISO834 加熱試験

本章では、小型加熱炉によるカラマツ集成材壁の ISO834 加熱試験の結果を示す。6.1 節では実験の概要について示し、6.2 節では実験で使用する試験体を示す。6.3 節では実験方法と測定方法を示す。6.4 節では試験体内部温度、含水率などの実験結果を示す。

本章の内容は、著者らが Fire Technology で発表した論文[1]を基に加筆したものである。

6.1 実験の概要

図 6-1 に実験の概要図を示す。カラマツ壁試験体を小型加熱炉に設置して ISO834 の標準加熱に従って片面から加熱する試験を行った。試験体を 1 時間加熱した後、燃料ガスの供給を停止させ常温の空気を供給して 3 時間の冷却を行う。このとき、給気量を変化させて全体で計 8 回の実験を行った。

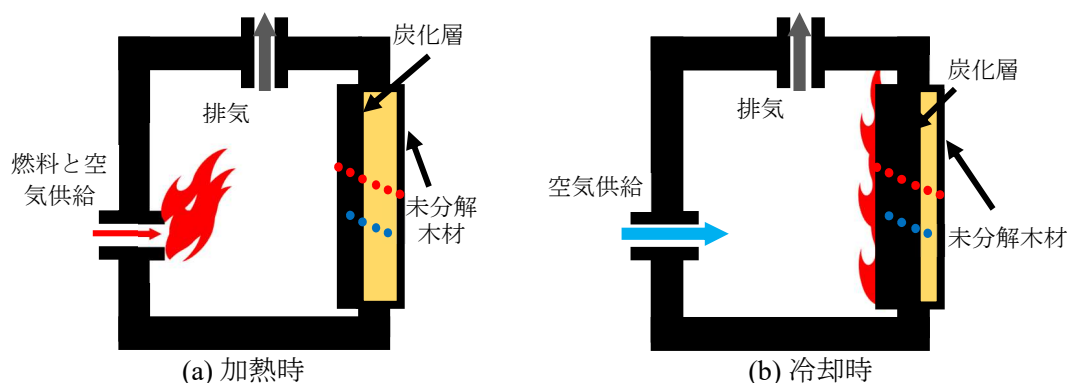


図 6-1 小型炉によるカラマツ集成材壁の耐火実験の様子

実験では、試験体の内部温度及び含水率、炉内のガス温度を測定した。図 6-1 に示した赤点と青点はそれぞれ熱電対を設置した温度の測定点とステンレス電極を設置した含水率の測定点を意味する。また、冷却段階に入った後に、炉内の酸素濃度を測定した。冷却時の給気量が試験体の温度変化、含水率変化と赤熱状況及び燃え止まり状況に対する変化について検討した。

6.2 試験体

本実験は 1200mm(長さ)×1000mm(高さ)×100mm(幅)のカラマツ集成材壁試験体を使用した。切り出しサンプルから測定した試験体の全乾密度は 463kg/m³ である。高周波木材水分計で測定した 8 回実験の試験体初期含水率は 10.7~13.0% である。試験体のラミナ厚さは 30.5mm である。表 1 に試験体の初期含水率を示す。

表 6-1 試験体初期含水率と給気量

実験番号	1	2	3	4	5	6	7	8
初期含水率[wt.%]	12.5	12.3	13.0	11.8	12.0	11.4	12.2	10.7

加熱表面から 20mm~80mm の深さに 20mm 間隔で含水率計設置用孔を 5mm 間隔で作成し、5 章で使用したのと同じの含水率計(ステンレス電極)を設置した。試験体温度については、加熱表面から 0mm~100mm の位置に 20mm 間隔で K 型熱電対を設置して測定した。図 6-2 に試験体の概要図及びセンサー配置図を示す。

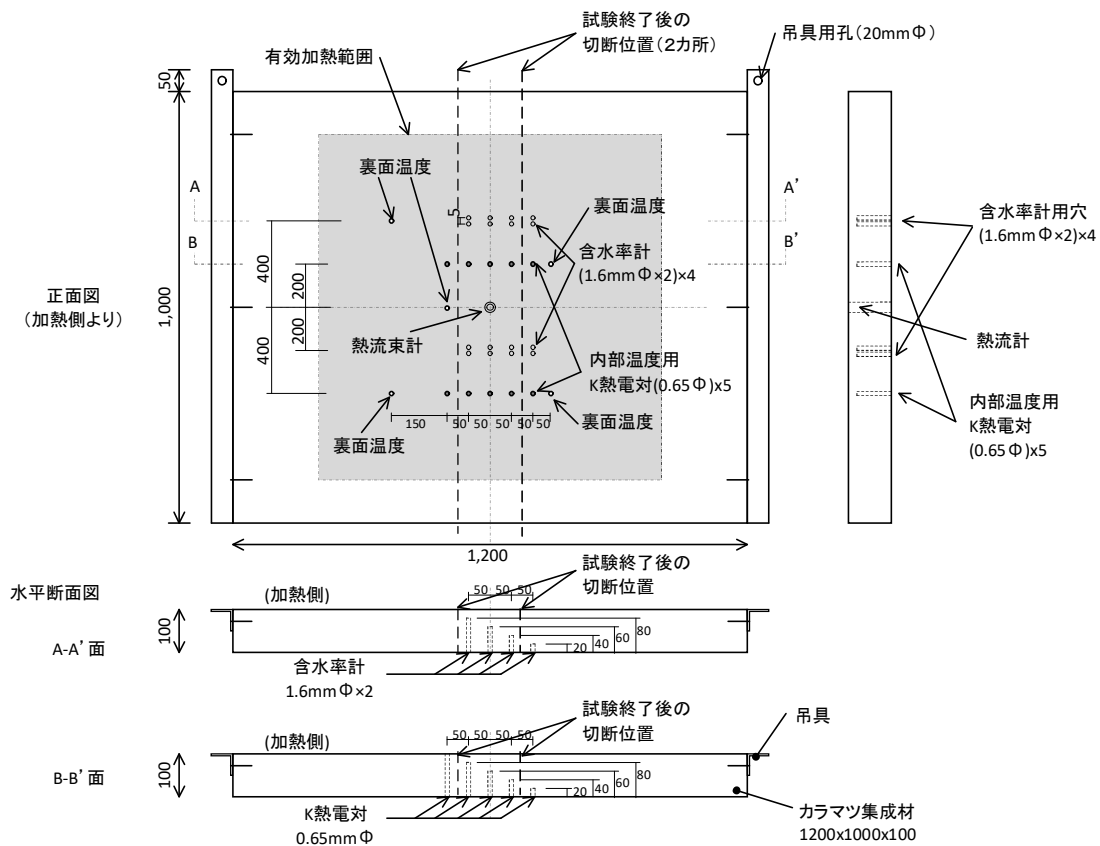


図 6-2 試験体の概要図及びセンサーの配置図[1]

6.3 実験方法と測定方法

前述の試験体を小型炉に設置した。炉の内部寸法は 800mm×800mm×800mm であり、その一面に試験体を設置した。加熱炉の炉壁はシリカ・アルミナを主要な成分とする耐火材で構成される。試験体を設置した面と反対する面にガスバーナーがあり、都市ガスを燃料として供給した。加熱時の給気量は各実験に対して一定の 0.2kg/s とした。炉内温度は ISO834 の標準火災加熱の温度曲線に従って調整した。式(6-1)に ISO834 に規定する炉内温度を示す。

$$T_{furn} = 345(8t + 1) + 20 \quad (6-1)$$

ただし、 T_{furn} は炉内温度[°C]、 t は時間[分]である。1 時間の加熱の後に燃料ガスの供給を停止し、空気のみ供給するように設定する。8 回の実験のうち、冷却時の単位面積試験体当たりの給気量を 0.0067~0.0786kg/m²s の範囲で調整した。

区画火災における可燃物 (木材) 表面積と換気量の相対的大きさを表示するパラメータである燃焼型支配因子 χ [m^{1/2}] は、式(6-2)で表される[2]。

$$\chi = \frac{A\sqrt{H}}{A_{fuel}} \quad (6-2)$$

ただし、 A は開口面積[m²]、 H は開口高さ[m]、 A_{fuel} は可燃物の表面積[m²]である。燃料が木質部材の場合に $\chi = 0.07$ は換気支配型火災と燃料支配型火災の境界であり、 $\chi < 0.07$ の時に換気支配、 $\chi > 0.07$ は燃料支配型火災となる[2][3]。関根[4]により、流入する空気流量 m [kg/s] は開口因子 $A\sqrt{H}$ を用いて近似的に表すことができる。

$$m = 0.5A\sqrt{H} \quad (6-3)$$

式(6-3)を式(6-2)に代入すると、燃焼型支配因子は燃料単位面積当たりの給気量に 2 を掛けて計算できる。

$$\chi = 2 \frac{m}{A_{fuel}} \quad (6-4)$$

本研究で行った 8 回の実験を区画火災として近似する際の燃焼型支配因子は式(6-4)から計算できる。燃焼型支配因子を算出して、給気量とともに表にまとめると表 6-2 になる。ここで、給気量が小さい方から順に実験表中の順序を並び変えた。表 6-2 に示した燃焼型支配因子により、実験 8、1、5 は換気支配型、実験 7、6、3、4、2 は燃料支配型に分類することができる。

表 6-2 実験時の給気量と燃焼型支配因子[1]

実験番号	単位面積試験体当たりの給気量[kg/m ² *s]	燃焼型支配因子[m ^{1/2}]	燃焼の種類
8	0.0067	0.0134	換気支配型
1	0.0144	0.0288	
5	0.0266	0.0532	
7	0.0410	0.0820	燃料支配型
6	0.0469	0.0938	
3	0.0552	0.1104	
4	0.0668	0.1336	
2	0.0786	0.1572	

実験中は 2 秒間隔で K 型熱電対を用いて試験体温度を測定した。加熱表面から 0mm～加熱表面から 80mm までは試験体内部に設置した熱電対のうち上下の 2 点ずつで測定した。加熱表面から 100mm 位置(すなわち、外気と接触する非加熱表面)では非加熱面に ISO834 基準に従って試験体非加熱面に 5 点の熱電対を設置して測定した。また、炉内温度は加熱炉の各位置に設置した 5 点の熱電対を用いて 2 秒間隔で測定した。

含水率は電気抵抗法を用いて計測した。実験時の各位置の電気抵抗は絶縁抵抗計(共立 KEW3551, 0.01MΩ - 4,199MΩ)から測定した。電気抵抗から含水率を換算する際は、5 章と同じ較正式を用いた。式(6-5)に含水率の較正式を示す。

$$w = \left(8.921 \times 10^{12} \bar{r} e^{\frac{-5207}{T}} \right)^{-0.115} \quad (6-5)$$

ただし、 w は含水率[kg/kg]、 \bar{r} は電気抵抗[MΩ]、 T は温度[K]である。

試験体表面に流入する熱流は熱流計を用いて、試験体中央で測定した。

冷却時の炉内の酸素濃度は炉内のガスをサンプリングして、燃焼排ガス分析器(Testo 310)で測定を行った。また、測定された炉内酸素濃度を用いて、酸素消費法[5]により冷却過程での発熱速度を近似的に推定した。式(6-6)に発熱速度の計算式を示す。

$$Q = 13100(Y_{O_2,air} - Y_{O_2,furn}) \frac{m}{A_{fuel}} \quad (6-6)$$

ただし、 Q は単位面積当たりの試験体発熱速度[kW/m²]、 $Y_{O_2,air}$ は外気中の酸素質量分率[kg/kg]、 $Y_{O_2,furn}$ は炉内の酸素質量分率[kg/kg]、 m/A_{fuel} は単位面積燃料(試験体)当たりの給気量[kg/m².s]である。

実験の全過程を通じて、小型加熱炉の観察窓から試験体加熱面の燃焼が進行する様子をビデオカメラで撮影した。

6.4 実験結果

本節では実験中に測定した温度、含水率、酸素濃度などの実験結果を示す。

6.4.1 冷却過程中の試験体の様子

図 6-3 に観察窓から撮影した冷却過程中的試験体加熱面の様子を示す。ここでは、換気支配型燃焼の実験 1、境界と近い換気支配型燃焼の実験 5、境界と近い燃料支配型燃焼の実験 7 と燃料支配型の実験 2 の結果を示す。

	実験 1 (0.0144 kg/m ² *s)	実験 5 (0.0266 kg/m ² *s)	実験 7 (0.0410 kg/m ² *s)	実験 2 (0.0786 kg/m ² *s)
60 分				
65 分				
70 分				
75 分				
80 分				
90 分				

図 6-3 各実験で撮影した燃焼状況[1]

0～60 分の加熱時では燃料ガスの供給とともに酸素(空気)も供給されるが、酸素のほとんどはガスバーナーで消費される。そのため、炉内の酸素濃度は非常に低く、熱分解ガスと炭化層の燃焼が微弱である。この間、炉内にはススが充満して観察窓からの観察が不可能であった。60 分で加熱を終了して燃料ガスの供給が停止した後、加熱炉内に大量な空気が流入することができ、試験体の燃焼(熱分解ガスの燃焼と炭化層の赤熱燃焼)が急激に生じた。換気支配型の実験 1 では 65 分時から観察窓に大量のススが付着し、70 分以降には炉内状況を観測できなくなった。酸素の量が非常に少ないため、不完全燃焼より大量のススが生成されたと考えられる。実験 5 も換気支配型であるが、燃焼の進行とともに観察窓表面のススが 70～75 分の間に焼失した。試験体表面の有炎燃焼は約 80 分まで続き、90 分時は赤熱のみ残った。燃料支配型である実験 7 と実験 2 のいずれも 65 分時に観察窓表面のススが焼失した。実験 7 の有炎燃焼は 80 分まで継続し、90 分時点では赤熱燃焼だけが残った。実験 2 の有炎燃焼は約 70 分まで継続し、75 分から赤熱燃焼だけが残った。

以上の結果により、給気量が多くなるほど試験体の有炎燃焼の終了が速くなることが分かった。

6.4.2 加熱終了後の試験体の様子

加熱および冷却後に試験体を炉から取り出して、3時間の冷却を経た試験体表面の様子を確認した。脱炉した試験体の様子を図 6-4 に示す。黄色の円形は赤熱が確認した位置を示し、白色破線は炭化層が脱落した部分を示す。脱炉後の試験体表面では赤熱が発生する位置が多く存在する。また、一部の試験体では表面の脱落が多く存在する。全体の傾向としては、冷却時の給気量が多いほど表面の炭化層の損傷が激しくなる傾向があった。換気支配型は冷却時の酸素供給が少ないため、燃焼が長時間に継続するが燃焼速度そのものは緩慢であると考えられる。一方、給気量が大きい実験では短時間であるが燃焼が急激なため、炭化層の損傷も激しくなる。

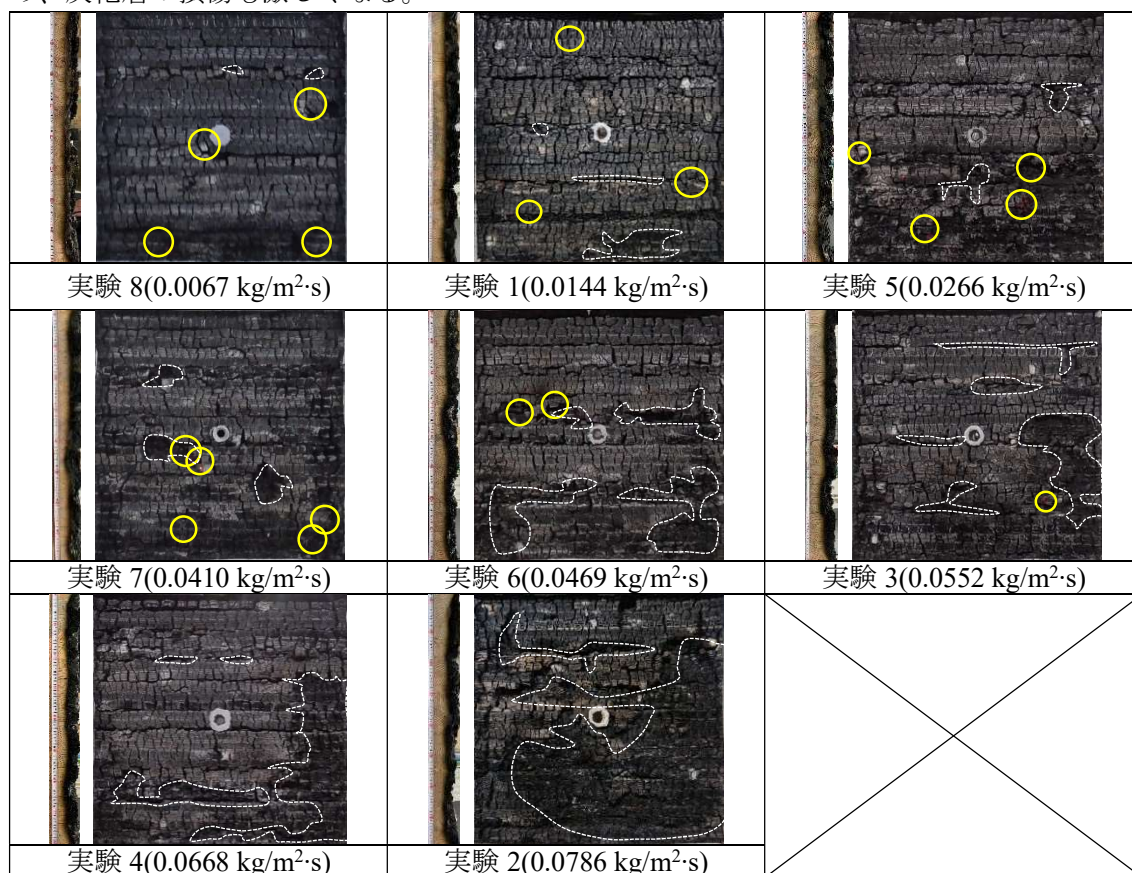


図 6-4 実験後の試験体の加熱側表面[1]

実験後の試験体を図 6-2 に示した位置で切断して、試験体の焼失深さ、炭化深さと変色深さを測定した。測定方法は 5 章で述べた方法と同様である。まずは焼失面先端、炭化面先端、脆い炭化面先端と変色面先端を特定し、各面の先端から試験体の非加熱面までの距離を測定する。焼失面先端は加熱後の試験体表面位置と定義する。脆い炭化先端は爪で簡単に切れる炭化層の位置と定義する。炭化面先端は試験体の炭化位置と定義する。変色面先端は試験体の変色位置と定義する。脆い炭化面先端以外の 3 つの先端位置は目視で確認した。各種面先端の位置を把握した後に、試験体初期厚さ(100mm)から上記の各種距離を引いて、焼失深さ、炭化深さ、脆い炭化深さと変色深さを計算する。

測定をする際は、分解能が 1mm の鋼尺を用いた。試験体の上部、中心部と下部から 3 回の測定を行い、3 回の測定の平均値を該当試験体の 4 種類深さとした。測定結果を図 6-5 に示す。また、焼失面先端の定義は 5 章と同様であるため、ここの焼失深さも実質的に、焼

失と収縮による表面縮退量の総和を表している。

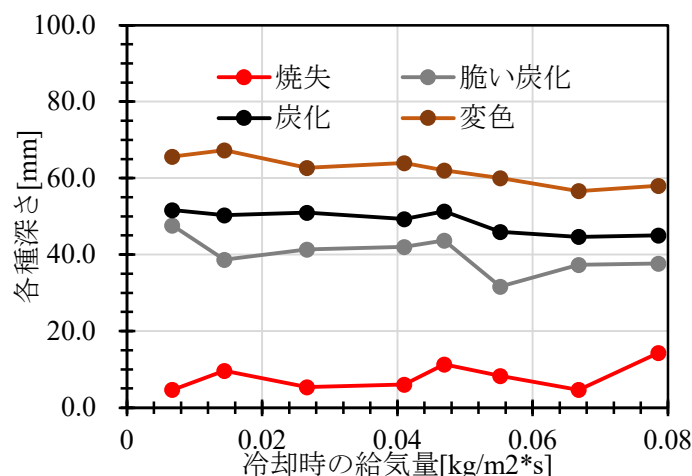


図 6-5 試験体の焼失深さ、脆い炭化深さ、炭化深さと変色深さ[1]

図 6-5 により、8 回実験の試験体の焼失深さは 4.7~14.3mm、脆い炭化深さは 31.7~47.7mm、炭化深さは 44.7~51.7mm、変色深さは 56.7~67.3mm である。焼失深さは給気量が多いほど深くなり、他の三種類の深さは給気量が多いほど数値が小さくなる傾向が観測された。給気量が大きくなると温度下降が速くなるため炭化の進行が短くなるが、炭化済みの部分の損傷は多くなるため焼失深さは増加する。測定された炭化深さは、一般的な 0.6~0.7mm/分の炭化速度に加熱時間(60 分)を掛けて得られた炭化深さ(36~42mm)より深い。冷却期間中にも炭化が進行しているためである。

6.4.3 試験体炉内温度

図 6-6 に 8 回の実験で測定した炉内温度の経過及び 60 分、65 分、70 分、75 分、90 分、120 分、180 分と 240 分で抽出した各実験の炉内温度を示す。

60 分時点では給気量が 0.668kg/m²s の実験 4 以外のすべての実験の炉内温度は同様である。実験 4 では炉内温度が約 59 分まで ISO834 に従って増加していたが、加熱停止直後には給気に伴う燃焼で炉内温度が一時的に急上昇した。冷却開始後は、炉内温度が下降し始める。65 分~75 分では換気支配型と燃料支配型の境界付近の条件である実験 5 と実験 7 の炉内温度が他の実験より高い。燃料支配型と換気支配型の境界付近では、可燃性ガスと空気(酸素)が過不足なく混合し、熱損失が最小になるためである。

90 分以降の時の炉内温度の最大値は給気量が 0.0144kg/m²s の実験 1 で得られた。図 6-3 の燃焼状況に示したように、75~90 分の間に各実験で試験体の有炎燃焼が終了し、無炎燃焼(赤熱)だけが継続した。実験を区画火災の視点として分析すると 75~90 分の間で火災の減衰期に進入したと考えられる。減衰期は酸素の消費量が少ないため、給気量が少ないと換気による熱損失も少なくなる。その結果、90 分以降の炉内温度最大値は実験 1 で最も高くなった。給気量が最も少ない実験 8(0.0067kg/m²s)の温度は実験 1 よりも少し低くなった。これは、給気量が極めて少ないため、酸素不足のため燃焼が制限されたためと考えられる。

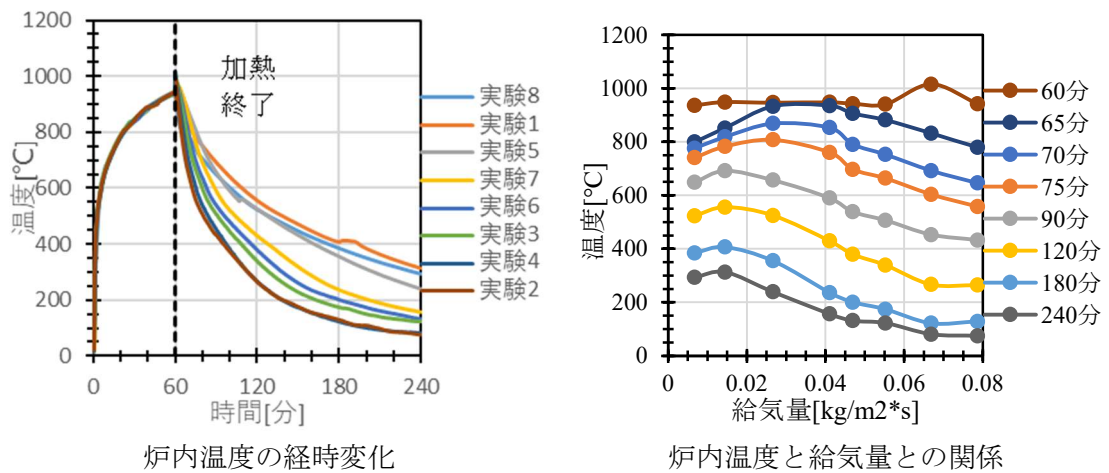
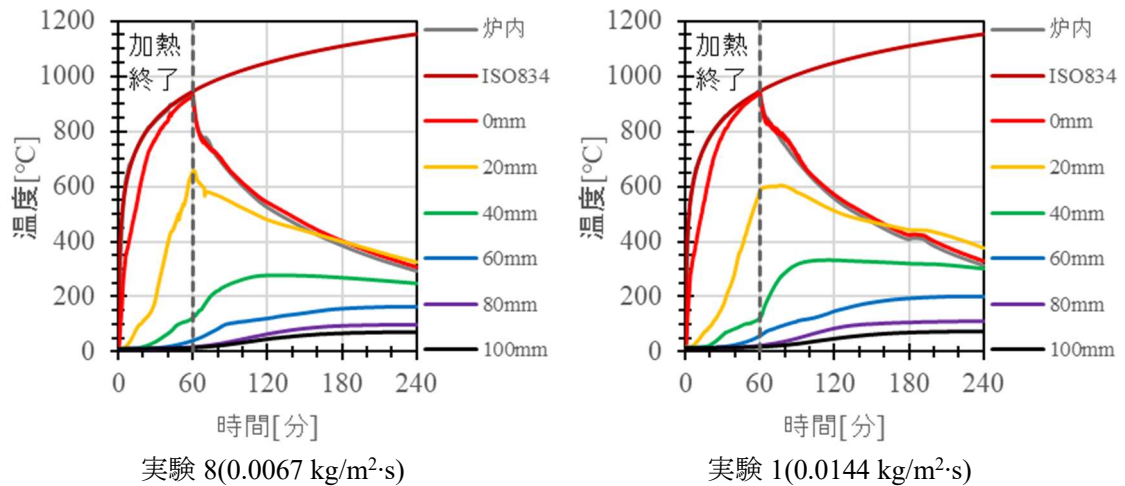


図 6-6 炉内温度[1]

6.4.4 試験体内部温度

図 6-7 に試験体内部温度を示す。また、比較をするためここでは炉内温度も併せて示す。0~60 分の試験体各位置温度は時間経過とともに上昇し、60 分時点では表面が炉内温度とほぼ同じ値になり、20mm は約 500~700°C、40mm は約 100°C、60mm は約 50°C である。80mm と 100mm は顕著な温度変化が観測されなかった。0mm の温度は 0~40 分の間で ISO834 の加熱温度より大幅に低い。20mm 位置の温度は、60 分までは加熱条件が同じであるにもかかわらず、ばらつきが非常に大きい。試験体の含水率の違い、集成材繊維の向きの違い、または試験体密度のばらつきによると考えられる。40~100mm 位置の加熱時温度変化は、顕著な違いが観測されなかった。



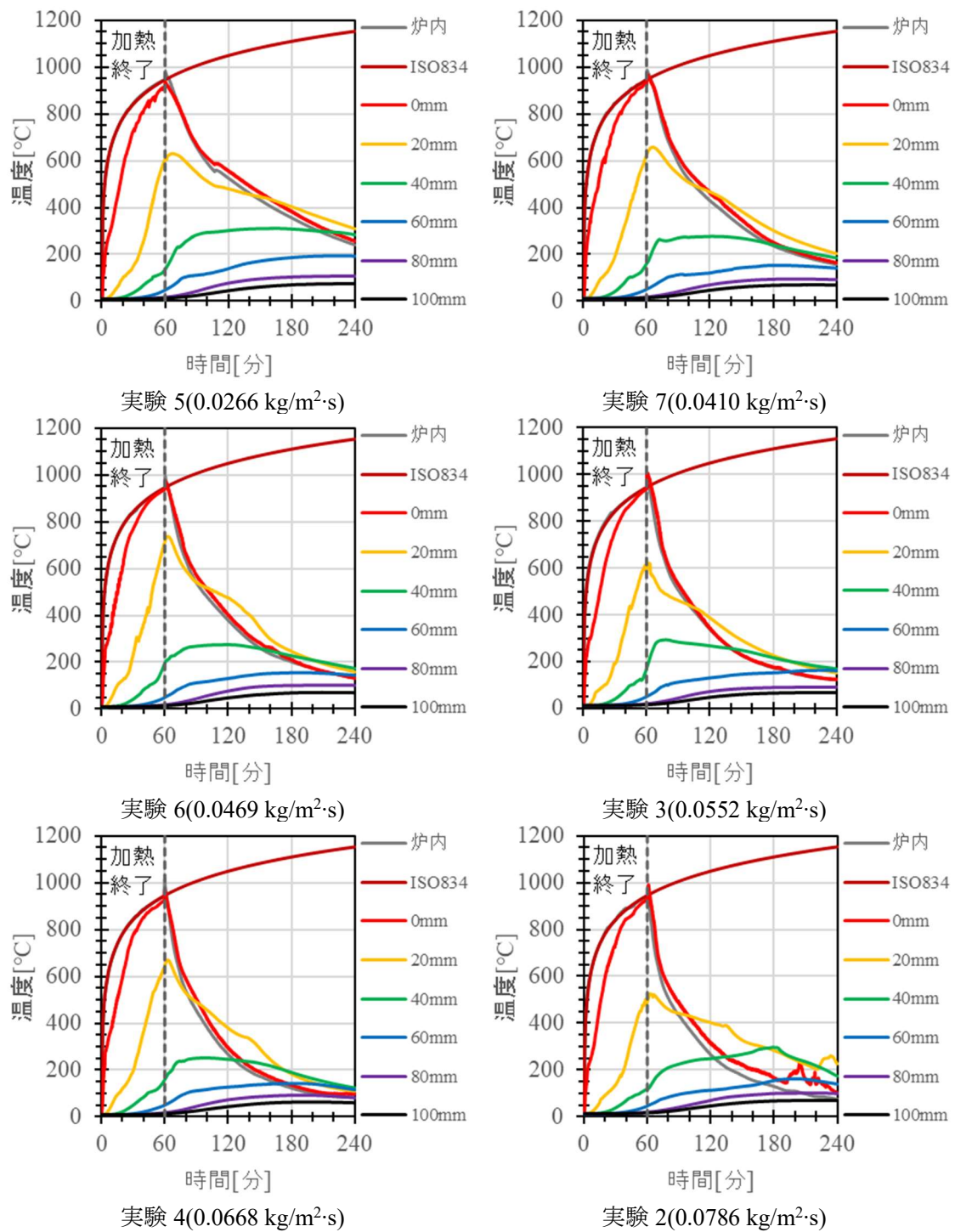


図 6-7 試験体内部温度測定結果[1]

60～240分の冷却時では、全ての実験で20mmでの温度が試験体表面温度より高くなる現象が観測された。それは炭化層の赤熱燃焼が冷却中に継続していたことが示唆される。また、給気量が多いほど試験体の温度が低くなる傾向が観測された。給気量の増加により酸素供給も多くなり、可燃ガスの有炎燃焼と炭化層の赤熱燃焼が激しくなるが、炉内ガスの換気により炉内温度が低くなったため、試験体温度も低くなる。ただし、給気量が最も多かった実験 2 の 190 分以降では 0mm、20mm において特異な温度経過が観測された。試験

体表面の炭化層が脱落し、未分解または分解途中の木材が加熱炉内に暴露されて、燃焼が継続的に進行したと考えられる。

給気量が試験体内部温度へ及ぼす影響を明らかにするため、図 6-7 に示した各位置の温度分布の 75 分、90 分、120 分、180 分、240 分時の測定結果を抽出して、図 6-8 にまとめた。0~40mm 位置の温度は、給気量が多くなるほど温度が低くなる傾向が観測された。しかし、実験 8 は実験 1 の給気量より少ないが、温度も全体的に実験 1 より低い。給気量が極端的に少なく、炭化層の赤熱燃焼が抑制されたためと考えられる。80mm、100mm では給気量による差は明確には見られなかった。

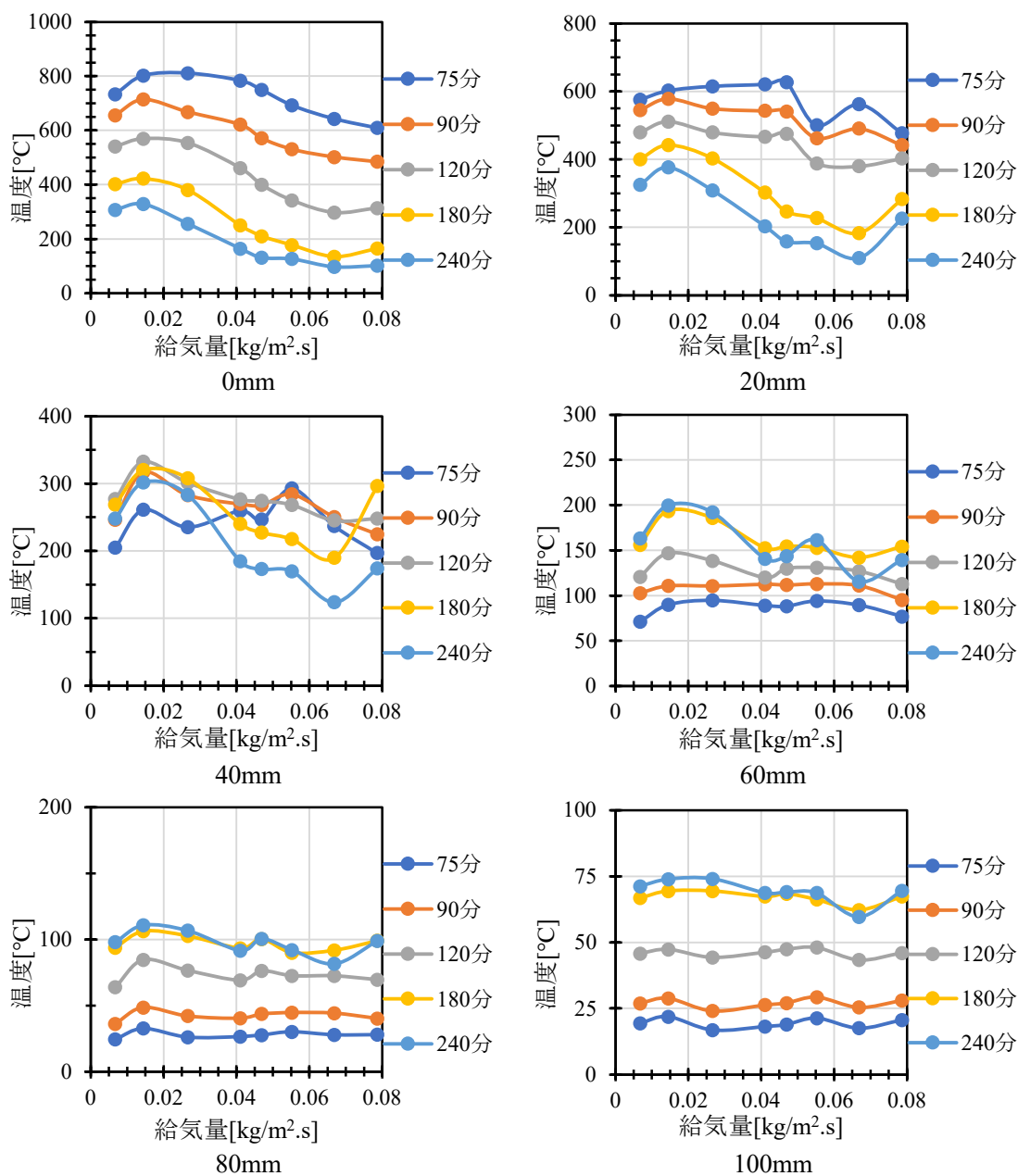


図 6-8 各時刻の試験体各位置内部温度[1]

6.4.5 試験体に入射する熱流

図 6-9 に熱流計で測定した試験体表面に入射する熱流の結果を示す。ただし、測定値には振動が存在するため、測定データを 0.5 分間隔で間引いて図を作成した。また、実験 7 の測定中に熱流計が損壊したため、実験 1～実験 6 の測定データのみを示す。

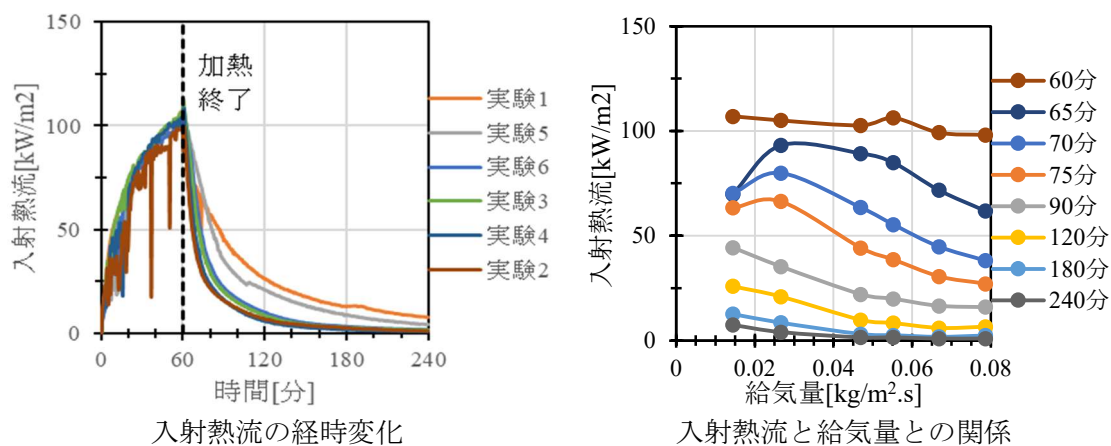


図 6-9 試験体に入射する熱流の測定結果[1]

試験体に入射する熱流の経時変化及び入射熱流と給気量との関係は炉内温度とほぼ同様なパターンである。加熱時の試験体に入射する熱流は、6 回の実験で全て一致している。冷却時の入射熱流には差が現れた。65 分時には試験体表面での有炎燃焼が続いているため、換気支配と燃料支配の境界付近の条件である実験 5 と実験 7 の入射熱流が大きかった。その後、有炎燃焼が停止すると、入射熱は炉内温度に支配されるので、給気量が少ないほど入射熱流は大きくなった。

6.4.6 炉内酸素濃度および試験体発熱速度

図 6-10 に炉内酸素濃度の測定結果を示す。また、65 分、70 分、75 分、90 分、120 分、180 分と 240 分時点の各実験の炉内酸素濃度を抽出し、酸素濃度と給気量との関係図を作成した。ただし、実験 5 の 100 分以降と実験 8 の 70 分以降では、炉内酸素濃度の測定値に異常な変化が観測されたため、各時刻の酸素濃度を抽出する際はそれ以後のデータを使用しなかった。

酸素濃度の測定は長いチューブを用いて炉内ガスをサンプリングして測定しているため、炉内ガス濃度の変化は酸素濃度計が感知されるまでに時間がかかる。ここで、酸素濃度の計測開始時刻と濃度計の数値の変動が開始する時間を測定の遅延時間として、濃度計の測定結果と実験の総時間と対応するように補正した。

炉内の酸素濃度は冷却開始後速やかに回復し、給気量が大きくなるほど酸素の回復が速くなる。例えば実験 1 の酸素濃度は 240 分時に約 18 vol.%まで回復したが、給気量が最も大きい実験 2 では 65 分時に既に約 18 vol.%まで回復し、120 分時は空気中の酸素濃度と近い数値まで回復した。実験 1 の炉内酸素濃度が実験終了時でも空気中の酸素濃度まで回復しないことは、試験体の赤熱燃焼が長く継続しているためと考えられる。

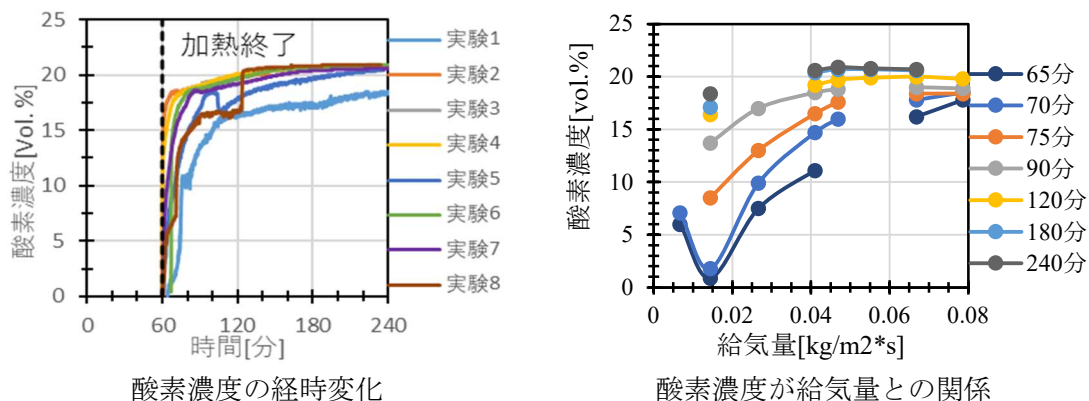


図 6-10 炉内酸素濃度の測定結果[1]

6.3 節で述べた通り、式(6-6)を用いて試験体の発熱速度を計算できる。ただし、測定で得られた炉内酸素濃度は体積分率であるため、質量分率に変換する必要がある。ここで、式(6-7)を用いて酸素濃度を換算する。

$$Y_{O_2, furn} = \frac{32}{29} Y_{O_2, furn, vol} \quad (6-7)$$

ただし、 $Y_{O_2, furn, vol}$ は体積分率で表示した炉内酸素濃度である。炉内酸素濃度以外に、空気中の酸素濃度も必要である。乾燥空気中には約 21 vol.%の酸素(M=32g/mol)、78 vol.%の窒素(M=28g/mol)、1 vol.%のアルゴン気体(M=40g/mol)が含有するため、酸素の質量分率は約 23.2%である。上記の関係を用いると式(6-6)が式(6-8)に変形できる。測定した炉内酸素濃度(体積分率)を式(6-8)に代入すると発熱速度を計算できる。

$$Q = 13100 \left(0.232 - \frac{32}{29} Y_{O_2, furn, vol} \right) \frac{m}{A_{fuel}} \quad (6-8)$$

算出した試験体発熱速度の結果は図 6-11 に示す。ただし、試験体発熱速度を計算する際は酸素濃度の急激な変化が発生した実験 8 の 70 分以降のデータ及び実験 5 の 100 分以降のデータは前述の理由と同様に除外した。

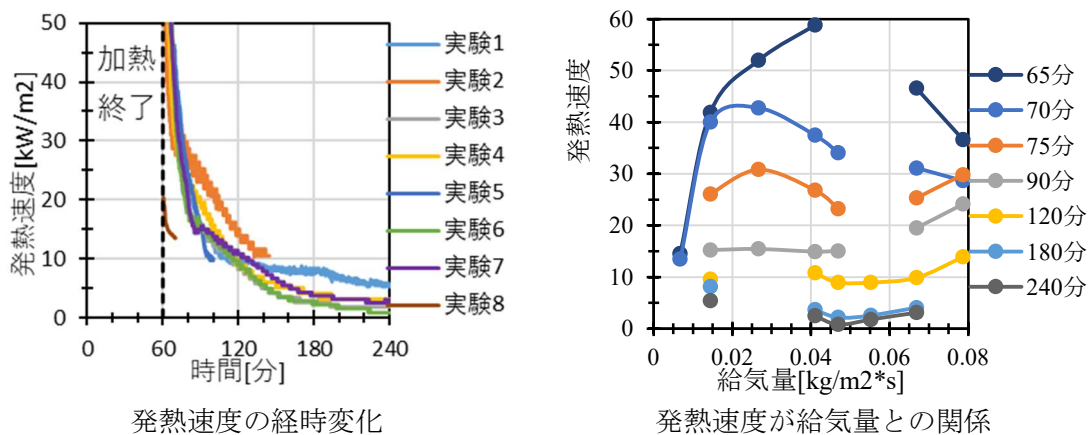
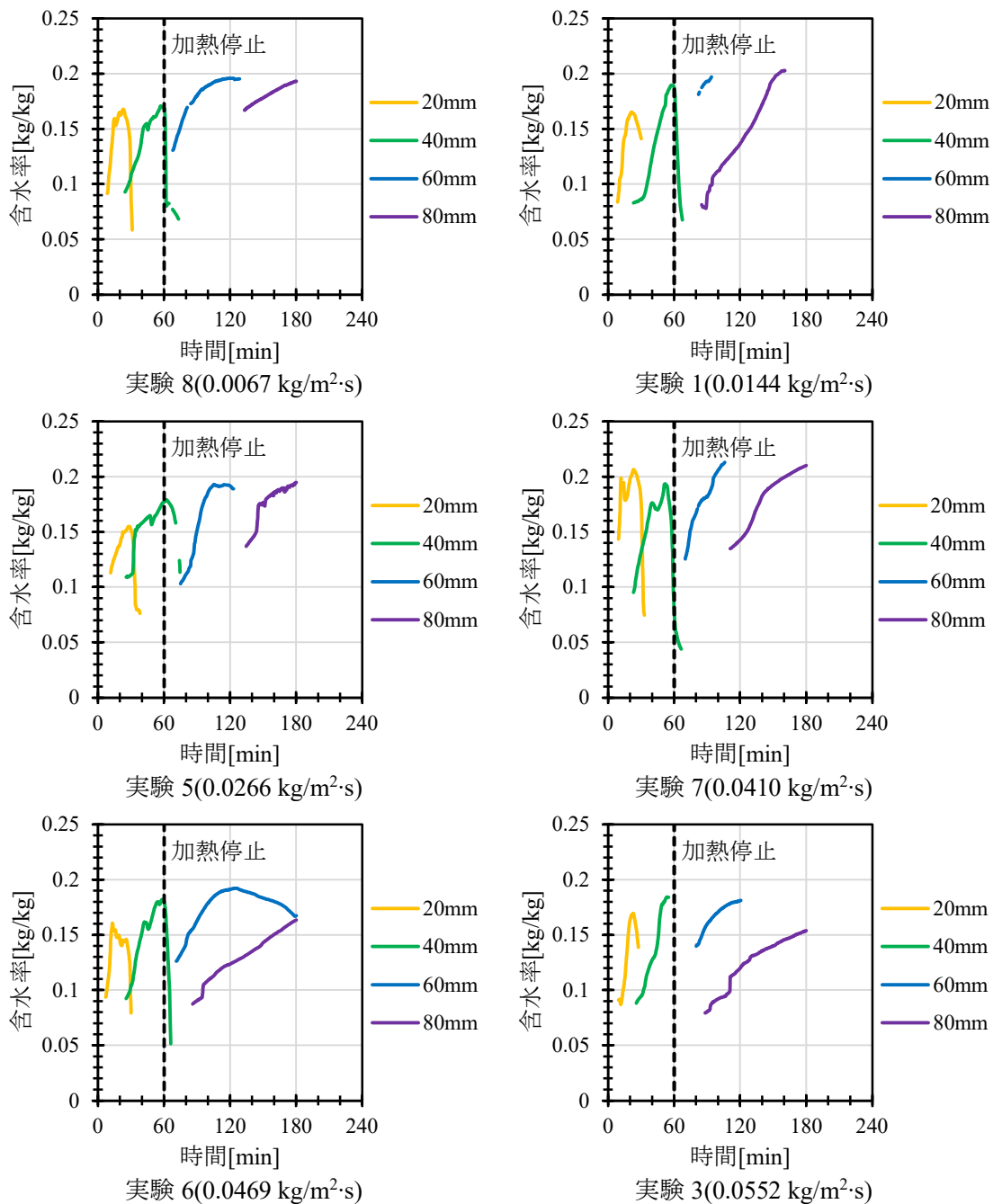


図 6-11 試験体発熱速度の推定結果[1]

65 分時点の発熱速度は、換気支配型と燃料支配型の境界付近にある実験 7(給気量 0.0410 kg/m².s)が最も大きかった。70 分と 75 分時点での発熱速度の最大値は実験 5(給気量 0.0266 kg/m².s)、90 分と 120 分時点の発熱速度最大値は実験 2(給気量 0.0786 kg/m².s)であった。冷却開始後 2 時間(全体で 180 分)と 3 時間(全体で 240 分)時点では、実験 1 の発熱速度が最も高かった。赤熱燃焼がまだ継続しているためと考えられる。

6.4.7 含水率

各実験試験体内部の含水率の測定結果を図 6-12 に示す。



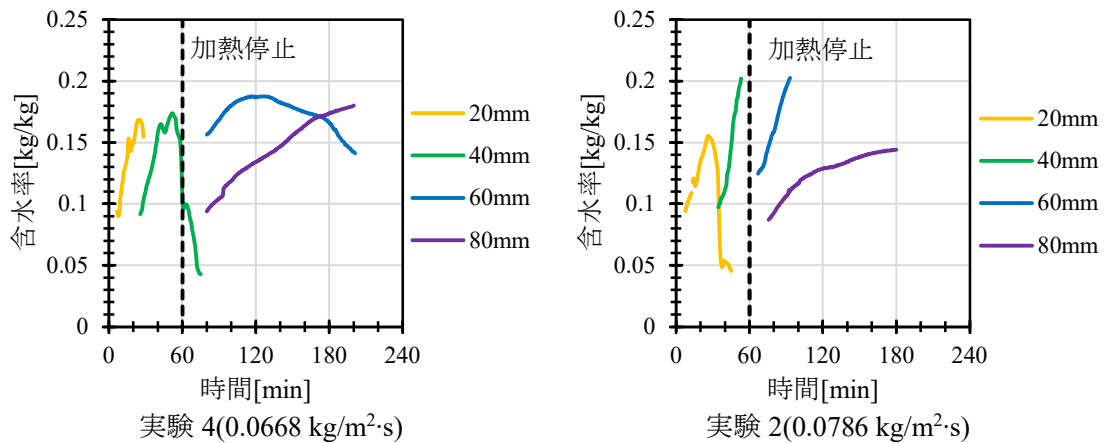


図 6-12 試験体内部含水率測定結果[1]

各実験での含水率はほぼ同様なパターンで変化している。まず始めに含水率は水蒸気の吸着により上昇し、最大値になった後に液水の脱着により下降する。20mm位置と40mm位置の含水率は約25分と60分時に最大値になった。60mmと80mm位置の含水率は測定が不完全のものが多いが、水蒸気吸着による含水率の上昇が多くみられた。

試験体内部含水率の全体の変化傾向を把握するため、試験体含水率が一定値に到達する時間を抽出した。ここでの一定値とは、20mmと40mm位置の含水率結果に対しては最大値、60mm位置の含水率結果に対しては0.175kg/kg、80mmに対しては0.15kg/kgとした。抽出結果は図6-13に示す。図6-13により、20mm位置と40mm位置の含水率ピーク時間は60分よりも早いので冷却時の給気量とは関係がない。60mmと80mmの含水率が一定値に到達する時間はばらつきが大きいものの、全般的には給気量が大きくなるほど一定値に到達する時間が長くなる傾向が見られた。給気量が大きくなると炉内温度の下降が速くなり、試験体の内部に伝わる熱流が少なくなる。その結果、温度上昇が遅くなり、温度上昇による含水率の変動も遅くなるためである。

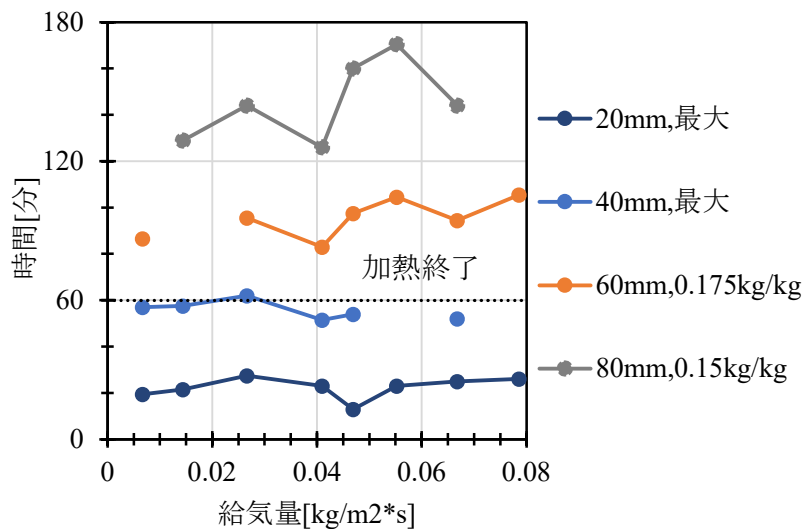


図 6-13 各位置の含水率が一定値に到達する時間[1]

6.4.8 炭化温度と変色温度

第5章と同様な方法で、試験体の炭化温度と変色温度を求めた。まず図6-7に示した各位

置の最高温度を読み取り、その後に測定した炭化深さと変色深さから線形補間で炭化位置と変色位置の最高温度を求める。その位置の最高温度を炭化と変色温度とする。8回実験の炭化温度と変色温度を図6-15に示す。図6-14により、試験体の平均炭化温度は236.5℃、平均変色温度は161.5℃である。炭化温度と変色温度が単位面積当たりの給気量との関係が観測されなかった。

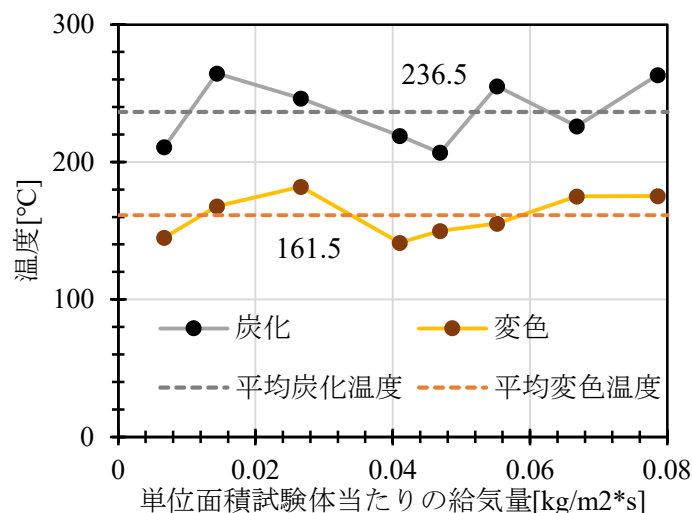


図 6-14 炭化温度と変色温度[1]

図 6-14 に示した炭化温度の平均値は、既往文献で示されている炭化温度(例えば 260℃[6]、288℃[7])と大きな違いはないが、5 章のコーンカロリメーター実験から推定した炭化温度(約 380℃)を大幅に下回った。炭化深さの計測方法と炭化先端の定義が同一にも関わらず炭化温度が大幅に低くなった理由は、炭化進行時の状況が異なるためと考えられる。

小型加熱炉による耐火試験では、加熱が終了して冷却段階に入った後でも炉内温度が外気より遥かに高い。そのため、非加熱面に近い位置では加熱停止後も温度が上昇する。例えば図 6-7 に示した実験 5 の 40mm 位置温度は 60 分時に約 100℃であるが、90 分時には約 300℃まで上昇し、実験終了時まで 300℃付近で安定している。木質部材の熱分解は約 200℃付近から開始するため、比較的低い温度で加熱しでも、長時間の加熱であれば炭化層が形成される[8]。つまり、冷却期間が長い実験の炭化温度は比較的低く、炭化面先端の位置は 300℃以下になっている。

一方、コーンカロリメーター試験の試験体は外気と直接に接触している。そのため、冷却に入った後に試験体の内部温度が速やかに下降し、冷却期間中の炭化がほとんど進行しないと考えられる。その結果、高温域で炭化が発生し、炭化先端の温度も概ね熱重量分析の結果に示した急激な質量減少[9]が終了した時点の温度(カラマツの場合は約 380℃)となった。

変色温度の違いも類似の考え方で解釈である。木質部材の「変色」は熱分解によるものと分析した[10]が、木質部材の変化は熱分解反応の開始温度以下でも発生する。例えば栗山[11]によると、常温未処理の木質部材を 180℃で加熱した後の木質部材と比べると組成成分のβ-セルロースが大幅に減少し、α-セルロースとγ-セルロースの含量が増加した。この変化はβ-セルロースが脱水縮合してα-セルロースになり、または崩壊してγ-セルロースになると主張した。類似の反応の発生により木質部材の変色が発生する可能性がある。熱分解反応による変色とは異なるため、算出した変色温度も異なる。

6.5 本章のまとめ

小型耐火炉を用いてカラマツ集成材壁試験体の加熱実験を行った。試験体を ISO834 の標準加熱曲線に従って 1 時間加熱し、その後 3 時間の冷却をした。実験時では、試験体の内部温度、含水率、表面熱流、炉内酸素濃度、炉内温度、試験体発熱速度と炭化・変色深さを測定した。冷却時の給気量を変えて全部で 8 回の実験を行い、給気量が炉内温度、試験体内部温度や含水率などのパラメータへ及ぼす影響を検討した。

加熱時は同じ給気量で ISO834 の標準加熱に従って加熱しているため、試験体の燃焼状況は概ね同じである。冷却時では、給気量の増加により冷却開始直後の有炎燃焼が激しくなった。給気量が多いほど、炉内温度の低下が早くなり、有炎燃焼の継続時間も短くなった。

加熱・冷却終了後に試験体を脱炉した後、多くの実験では試験体の表面で炭化層の赤熱が確認された。また、脱落や焼失による炭化層の表面損傷も存在し、給気量が大きくなるほど損傷が激しくなる傾向があった。給気量が大きい実験では酸素供給が充分であり、加熱停止直後の自己燃焼が激しいため炭化層の損傷が大きいと考えられる。

実験が終了する時点での焼失深さ、炭化深さと変色深さはそれぞれ 44.7～51.7mm と 56.7～67.3mm である。焼失深さは給気量が多くなるほど深くなるが、炭化と変色深さは給気量が多くなると小さくなる傾向が観測された。給気量が増加すると温度下降が速くなり、冷却時の炭化進行が遅くなるが減少するが、表層部での燃焼が激しくなるため炭化層の損傷が激しくなり、焼失深さが増加する。

試験体の冷却時の炉内温度が最大となった給気量は、実験開始後 65 分 (加熱終了後 5 分) の時点では換気支配と燃料支配の境界付近(約 $0.035\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$)であった。その後時間の経過とともに炉内温度が最大となる給気量が徐々に小さくなり、90 分時点では給気量が $0.0144\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$ である実験 1 で炉内温度の最大値が観測された。90 分以降の炉内温度最大値はいずれも実験 1 で観測された。熱流計から測定された試験体表面に入射する熱流が給気量との関係は、炉内温度が給気量との関係とほぼ同様であった。

試験体は 60 分までは ISO834 に従って加熱するため、内部温度は一定のばらつきがあるものの、全体的な傾向は同一であった。60 分時点で 0mm 位置は ISO834 の炉内温度とほぼ等しい温度(945°C)、20mm 位置は $500\sim 700^\circ\text{C}$ 、40mm は約 100°C 、60mm は約 50°C まで上昇した。60 分以降は給気量の違いにより各実験における温度変化のパターンが変化する。0mm と 20mm の温度分布では炉内温度と同様に各実験最大温度は給気量が $0.0144\text{kg/m}^2\cdot\text{s}$ である実験 1 で観測され、時間経過とともに各位置の温度が下降した。60mm、80mm と 100mm は時間経過とともに温度が上昇し、給気量との顕著な関連性は観測されなかった。40mm 位置の温度経過と給気量との関係はやや複雑である。換気支配型の実験 8、1、5 は 60～90 分で温度が上昇し、90～240 分で温度がほぼ一定であった。燃料支配型の実験 7、6、3、4、2 は 60～120 分で温度が概ね一定となり、120～240 分で温度が下降した。

ガス分析計から測定した炉内酸素濃度では、給気量が多くなるほど酸素濃度の回復が速くなる傾向が観測された。実験 1 では実験終了時(実験開始後 4 時間、冷却開始後 3 時間)で炉内酸素濃度が 18 vol.% まで回復した一方、給気量が最も大きい実験 2 では実験開始後 2 時間の時点で炉内酸素濃度が大気中の酸素濃度に近い値まで回復した。測定した酸素濃度から酸素消費法を用いて試験体からの発熱速度を近似的に求めた結果、実験開始後 60～90 分の範囲で発熱速度の最大値は給気量が換気支配型と燃料支配型燃焼の境界付近にある実験 7 と実験 5 で生じた。90～120 分の発熱速度最大値は実験 2 で有炎燃焼が起こっている状態

で、120～240 は実験 1 の赤熱反応が継続している状態で観測された。

電気抵抗法より測定した含水率はすべての実験で類似の変化傾向が観測された。含水率はまず始めに水蒸気の吸着により上昇し、温度が上昇すると液水の脱着が発生して下降する。20mm と 40mm 位置の含水率ピークはそれぞれ約 25 分と 60 分で到達し、ピーク時間が給気量との関連性はなかった。60mm と 80mm 位置の含水率が所定値に到達する時間は給気量の増加により長くなった。

小型炉実験の炭化深さと変色深さ及び温度履歴から推定した炭化温度平均値は 236.5℃、変色温度平均値は 161.5℃である。既往文献で示した 260℃などの炭化温度と比べると大きい違いがないが、5 章のコーンカロリメーター実験から推定した炭化温度(約 380℃)と変色温度(約 260℃)を大幅に下回った。違いが生じる理由は、小型炉実験の炭化先端で発生するのは低温度長時間の加熱による炭化、コーンカロリメーター実験の炭化面先端で発生するのは高温短時間の加熱による炭化のためと考えられる。

第 6 章 参考文献

- [1] K. Harada, A. Sun, S. Makino, and D. Nii, “Burning Behaviour of GLT Walls During Cooling Period after ISO 834 Exposure in a Small Furnace,” *Fire Technol.*, 2023, doi: 10.1007/s10694-023-01483-8.
- [2] 田中哮義, 建築火災安全工学入門. 日本建築センター, 2020.
- [3] 大宮喜文, 佐藤雅史, 田中哮義, 若松孝旺, “換気支配型火災時の可燃物への入射熱流束と燃焼速度,” 日本建築学会構造系論文集, vol. 60, no. 472, pp. 169–176, 1995.
- [4] 関根孝, “コンクリート造建物の室内火災温度の推定(その1・熱収支式と温度上昇曲線),” 日本建築学会論文報告集, vol. 85, pp. 38–43, 1963.
- [5] C. Huggett, “Estimation of rate of heat release by means of oxygen consumption measurements,” *Fire Mater.*, vol. 4, no. 2, pp. 61–65, 1980, doi: 10.1002/fam.810040202.
- [6] T. Harada, “A Study on the Combustibility and the Fire Resistance of Wood,” *Bull. For. For. Prod. Resource Institute*, vol. 378, pp. 1–85, 2000.
- [7] E. L. Schaffer, “Charring Rate Of Selected Woods - Transverse To Grain,” *FPL Res. Pap.* 69, no. April, p. 1967, 1967.
- [8] K. L. Friquinl, “Material properties and external factors influencing the charring rate of solid wood and glue-laminated timber,” *Fire Mater.*, vol. 35, no. 5, pp. 303–327, 2011.
- [9] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, 山口純一, “各種木材の熱分解速度の測定と反応速度パラメータの推定,” 日本火災学会論文集, vol. 71, no. 2, 2021.
- [10] A. Sun, K. Harada, and D. Nii, “Experimental research about moisture transfer, burning behaviour and charring behaviour of glue laminated larch under fire heating using cone calorimeter (Accepted 2024.1),” *Fire Technol.*, 2024.
- [11] 栗山旭, “木材の200℃までの加熱処理による化学的变化について,” 材料, vol. 16, no. 169, pp. 772–776, 1967.

第7章 計算モデルの実験との照合検証

本章では、第1部で提案した火災加熱を受ける木質部材の熱・物質移動を解析する数値計算モデルを用いて解析を行い、5章と6章で述べたコーンカロリメーター加熱実験と小型炉耐火試験の測定結果と比較する。7.1節はコーンカロリメーター実験との比較結果、7.2節は小型炉耐火試験との比較結果を示す。

7.1 コーンカロリメーター実験との比較

7.1.1 計算の概要

今回の計算は20回のコーンカロリメーター実験の中から4回を対象として計算した。対象とした実験は板目-10-1、柵目-10-1、板目-40-1、柵目-40-1である。加熱時間が短い(10分)の実験を2回、加熱時間が長い(10分)の実験を2回選んだ。4回の実験に対して90分の計算を行う。板目-10-1と柵目-10-1の実験に対しては10分加熱した後に常温で80分冷却として、板目-40-1と柵目-40-1の実験に対しては40分加熱した後に常温で50分冷却とする。表5-1に第5章から抜粋した対象とした4回実験で使用した試験体の密度と初期含水率を示す。

表 7-1 対象実験の試験体の密度と初期含水率

実験名	平均気乾密度[kg/m ³]	初期含水率[wt.%]	全乾密度推定値[kg/m ³]
板目-10-1	565	12.6	501.78
柵目-10-1	531	13.5	467.84
板目-40-1	565	16.5	484.98
柵目-40-1	531	14.0	465.79

計算で得られた温度、含水率、発熱速度と焼失・炭化・変色深さ結果を実験で測定した結果と比較し、計算を検証する。また、実測しなかった試験体全圧、水蒸気分圧、熱分解ガス燃焼発熱速度と不揮発性成分(炭化層)酸化発熱速度も結果として示す。

7.1.2 計算の入力条件

計算を行うためには多くの条件を入力する必要がある。ここでは4章で用いた分類方法に従って入力条件を物性値、解析対象状態値と解析設定値に分類して、計算する時に使用する入力条件を示す。また、必要に応じて入力条件の決め方を解説する。

(1) 物性値

表7-2に解析時の入力物性値を示す。

表 7-2 プログラムに入力する物性値

入力値種類	数値	単位
空隙率	全乾密度から推定	m ³ /m ³
気体比透気率	1.2×10 ⁻¹⁶	m ²
樹種	カラマツ	-

実験で使用したカラマツ集成材試験体の空隙率を測定しなかった。しかし、全乾密度と空隙率は負の相関が存在するため、全乾密度から空隙率を推定することができる。ここでは、第3章の図3-4に示した空隙率と全乾密度の関係を基に推定する。

推定した結果、板目10-1の空隙率は0.623、柵目-10-1の空隙率は0.643、板目-40-1の空隙率は0.633、柵目-40-1の空隙率は0.644である。

上記の各種試験体の空隙率は、Fredlund論文[1]で報告したPineの空隙率($\tau = 0.647$)と非

常に近い。カラマツの比透気率は不明であるが、比透気率 κ と空隙率 τ は Kozeny-Carman[2]式により関連性が存在するため Pine の $\kappa - \tau$ 関係とカラマツの $\kappa - \tau$ 関係が概ね同じと想定し、Pine の比透気率($\kappa = 1.2 * 10^{-16} \text{m}^2$)を援用する。Fredlund 文献ではその数値は気体と液体のうち、どの種類の比透気率であるについて明記しなかったが、同文献では数値に近い $\kappa = 8.8 * 10^{-17} \text{m}^2$ の Pine の気体に対する比透気率も報告されたため、前述の数値 $\kappa = 1.2 * 10^{-16} \text{m}^2$ は気体比透気率であるとして使用する。また、板目方向と柾目方向の比透気率は一定の違いが存在するが、ここでは同一の値とした。

木質部材の樹種はカラマツであり、熱分解速度を計算する際は既往の TG 実験結果[3]から求めたカラマツの反応速度パラメータ及び成分比を使用する。表 7-3 に反応速度パラメータと成分比のデータを示す。

表 7-3 カラマツ材の反応速度パラメータと成分比[3]

主要成分名称	活性化エネルギー $E[\text{kJ/mol}]$	頻度因子の 対数 $\ln A[1/\text{s}]$	反応次数 $n[-]$	成分比率 $Y[-]$
セルロース	241.61	41.15	0.93	0.476
ヘミセルロース	117.95	18.63	0.72	0.294
リグニン	46.00	1.38	2.57	0.230

第 5 章で述べた通り、本実験で使用した試験体の熱伝導率は板目試験体 $0.221 \text{W/m}\cdot\text{K}$ 、柾目試験体 $0.177 \text{W/m}\cdot\text{K}$ である。この値は 3 章で示した熱伝導率より高いため、板目試験体を計算する時に 3 章の熱伝導率計算式に補正係数 $0.221/0.1216$ を掛けて補正する。また、柾目試験体は係数 $0.177/0.1216$ を掛けて補正する。係数の 0.1216 は第 3 章の式(3-14)から算出された 20°C 時の熱伝導率である。

水分の吸着と脱着を計算する時に、3.8 節の表 3-8-appendix に示したカラマツ B の実験データから推定した試験体を未加熱の吸湿時の GAB パラメータ ($W_0 = 0.079$, $C = 55.653$, $K = 0.639$) から吸着等温線を計算し、平衡蒸気圧を算出する。

寸法収縮を計算する際の係数 η は、3.12 節に示したカラマツ半径方向の係数 $\eta = 0.72$ を使用する。

(2) 解析対象状態値

表 7-4 に試験体の初期温度、含水率などの初期値および加熱条件等の条件を示す。

表 7-4 プログラムに入力する初期状態値

入力値種類	数値	単位
試験体長さ	0.05	m
試験体初期温度	加熱開始 2 分前～直前の室温平均値	K
加熱側初期温度	加熱開始 2 分前～直前の室温平均値	K
非加熱側初期温度	加熱開始 2 分前～直前の室温平均値	K
試験体初期圧力	101325	Pa
加熱側初期圧力	101325	Pa
非加熱側初期圧力	101325	Pa
試験体全乾密度	表 7-1 の数値に従う	kg/m^3
単位体積木材揮発性成分質量	$0.75 * \text{全乾密度}$	kg/m^3
単位体積木材不揮発性成分質量	$0.25 * \text{全乾密度}$	kg/m^3
単位体積木材の液水質量	表 7-1 の数値に従い、含水率*全乾密度	kg/m^3
酸素初期質量分率	初期含水率より設定	kg/kg
窒素初期質量分率	初期含水率より設定	kg/kg
熱分解ガス初期質量分率	0	kg/kg

水蒸気初期質量分率	初期含水率より設定	kg/kg
二酸化炭素初期質量分率	0	kg/kg
単位体積木材あたりの気体質量	気体質量分率から設定	kg/m ³
加熱条件	50kW/m ² , 10分または40分加熱	-
外気条件	初期状態の気体質量分率と等しい	-

解析対象の厚さは試験体の厚さと同様に、0.05m(50mm)と設定した。全乾密度は表7-1に示した推定値を用いて設定した。初期温度と初期圧力は室温の測定値と常圧(1atm, 101325Pa)を用いて設定した。

単位体積木材あたりの揮発性成分質量と不揮発性成分の質量は、既往のTG実験で得られた結果を基に、急激な熱分解が終了する位置の残量比が対応する位置を用いて設定した。カラマツの残量比は0.25であるため、揮発性成分：不揮発性成分の比例を0.75:0.25にした。

初期状態の気体質量分率は大気中と同様に設定する。空気中には熱分解ガスが存在せず、二酸化炭素の含量も微小であるため、全て0とする。水蒸気の初期質量分率は試験体の初期含水率がちょうど平衡含水率になるように調整する。酸素と窒素の初期質量分率は乾燥空気中の含量が酸素約21 vol.%、窒素約79 vol.%として想定し、推定した初期水蒸気質量分率から計算する。表7-5に4回の実験での初期温度と初期水蒸気、酸素、窒素質量分率を示す。コーンカロリメーター実験は加熱の全過程で試験体が空気と接触するため、実験全過程での外気質量分率を一定とする。

表 7-5 プログラムに入力する初期状態値

実験名	初期温度[°C]	初期窒素質量分率[kg/kg]	初期酸素質量分率[kg/kg]	初期水蒸気質量分率[kg/kg]
板目-10-1	17.6	0.7612	0.2312	0.0076
柵目-10-1	19.0	0.7600	0.2309	0.0091
板目-40-1	19.5	0.7581	0.2303	0.0116
柵目-40-1	17.4	0.7604	0.2310	0.0086

加熱条件は、50kW/m²の一定強度加熱と設定した。表面の放射率は0.95とした。10分または40分加熱の後に加熱強度が0まで下降し、初期温度と同様な温度の外気で冷却すると設定した。

(3) 解析設定値

表7-6に解析設定値を示す。

表 7-6 解析設定値

入力値種類	数値	単位
格子分割数	501	個
時間刻み	0.1	s
反復計算の総回数	54000	回
計算する反応と変化	水分の脱着と吸着、揮発性成分熱分解、不揮発性成分の酸化を全て計算する	-
データを保存する反復間隔	200	回
時間刻み内の最大反復回数	50	回
時間刻み内の反復の許容誤差	10 ⁻⁴	-
データ保存場所	-	-
保存間隔	[0, 500, 100] (つまり、間隔100格子(10mm)で保存)	-

解析領域全体を 501 分割して、時間刻みを 0.1s とした。全体的には 90 分の計算を行うため、計 54,000 回の時間増分解析を行った。実験では温度と含水率を 10mm 間隔で測定したため、解析値も 100 格子間隔(10mm 間隔と対応)で計算データを抽出して保存した。

7.1.3 境界条件

(1) エンタルピー保存式

エンタルピー保存式の境界条件を設定する際は、加熱側の試験体の熱収支を分析する必要がある。試験体表面に流入する熱流は外部からの放射加熱熱流 q_{in} 、火炎からの対流熱流 $q_{flame,conv}$ と放射熱流 $q_{flame,rad}$ で構成され、試験体表面に流出する熱流は外気への対流熱流 $q_{front,air,conv}$ と放射熱流 $q_{front,air,rad}$ で構成する。図 7-1 に熱収支のイメージ図を示す。

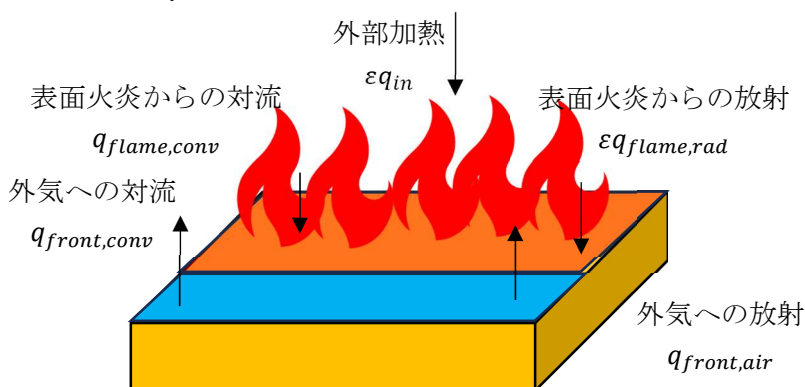


図 7-1 試験体表面の熱収支イメージ図

試験体表面の藍色部分は加熱側外気と接触する部分、オレンジ部分は表面火炎と接触する部分である。表面火炎と接触する部分の面積が試験体表面面積との比(つまりオレンジ面積/加熱面積)を $\tilde{\chi}$ とすると、試験体表面に流入する正味熱流 q_{front} は式(7-1)で表示できる。ただし、ここでは水平方向に存在する熱流を無視する。

$$q_{front} = \varepsilon q_{in} + \tilde{\chi}(\varepsilon q_{flame,rad} + q_{flame,conv}) + (1 - \tilde{\chi})(q_{front,air,conv} + \varepsilon q_{front,air,rad}) \quad (7-1)$$

ただし、 ε は放射率[-](0.95)である。また、流出熱流 $q_{front,air,conv}$ と $q_{front,air,rad}$ は負値となる。式(7-1)からエンタルピー保存式の加熱側境界条件を導出することができる。まずは未着火もしくは消炎後で表面火炎がない場合を考えると、火炎からの対流と放射熱流は 0 となる。また、 $\tilde{\chi} = 0$ となる。その結果、式(7-2)(7-3)で外気からの対流と放射熱流を、式(7-4)で境界条件を表すことができる。

$$q_{front,air,conv} = H_{front}(T_{front} - T_0) \quad (7-2)$$

$$q_{front,air,rad} = \sigma(T_{front}^4 - T_0^4) \quad (7-3)$$

$$q_{front} = \varepsilon q_{in} + \varepsilon \sigma(T_{front}^4 - T_0^4) - H_{front}(T_{front} - T_0) \quad (7-4)$$

ただし、 T_{front} は加熱側の外気温度[K]、 σ は Stefan-Boltzmann 定数[$5.67 \cdot 10^{-8} \text{W/m}^2 \cdot \text{K}^4$]、 H_{front} は加熱側の対流熱伝達率[$\text{W/m}^2 \cdot \text{K}$]である。

有炎燃焼が発生している場合には、表面火炎から試験体への対流と放射熱流を計算する必要がある。5 章に示したコーンカロリメーター実験時の様子により、着火直後には試験体表面で急激な燃焼が発生し、試験体の表面の大部分が火炎に覆われた。加熱開始後 30 秒から火炎が弱くなりはじめ、実験の進行とともに火炎が試験体表面に接触する面積が減少した。燃焼が安定すると、火炎が試験体との接触面積もほぼ一定となる。実験での観測結果により燃焼は約 10 分時に安定する。ここでは上記の内容をイメージし、火炎の面積係数 $\tilde{\chi}$ を実験開始時から 0.5 分の間で $\tilde{\chi} = 0.5$ 、実験開始後 0.5 分から 10 分では、実験開始後 10

分時に $\tilde{\chi} = 0.1$ になるように線形に減少するように設定した。10分以降は安定燃焼に入ったため、 $\tilde{\chi} = 0.1$ とする。安定燃焼時の係数 $\tilde{\chi} = 0.1$ は、5.4.1節に示したコーンカロリメーター実験実行時の試験体が燃焼する様子の写真から概算したものである。

式(7-5)と(7-6)を用いて表面火炎による流入熱流を表すと、式(7-7)で有炎燃焼が継続している状態での加熱側境界条件を表すことができる。

$$q_{flame,conv,j} = H_{front}(T_{flame} - T_0) \quad (7-5)$$

$$q_{flame,rad,j} = \sigma(T_{flame}^4 - T_0^4) \quad (7-6)$$

$$q_{front} = \varepsilon q_{in} + \tilde{\chi}(\varepsilon\sigma(T_{flame}^4 - T_0^4) + H_{front}(T_{flame} - T_0)) + (1 - \tilde{\chi})(H_{front}(T_{front} - T_0) + \varepsilon\sigma(T_{front}^4 - T_0^4)) \quad (7-7)$$

式(7-7)を計算する際は、火炎温度 T_{flame} [K]が必要である。ここで、Wasanら[4]の研究で使用した方法を参考して、火炎温度を一定値にする。5章に示した実験結果により、50分加熱をした後に、10mm位置の温度は約750~800°Cで定常に近い状態になっている。亀裂と収縮により50分時点で表面部分(加熱面から10mm)の熱電対は既に外部環境と接触していたため、測定した温度は表面付近の火炎温度に近いと考えられる。そのため、ここでは火炎温度 T_{flame} を800°C(1073.15K)と設定する。着火条件は実験での着火温度平均値を用いて、表面温度が350°C以上になると着火するように設定する。

非加熱側の境界面熱流は式(7-8)に示す。非加熱側は火炎が存在せず、外部放射もないため、試験体裏面(501号格子)が空気との対流と放射による熱流を次式で与える。ただし、離散化する時の座標方向を考えて、式(7-8)で表したのは非加熱側境界面から外気へ流出する熱流である。

$$q_{rear} = H_{rear}(T_{500} - T_{rear}) + \varepsilon\sigma(T_{500}^4 - T_{rear}^4) \quad (7-8)$$

T_{500} は非加熱側境界面の温度[K]、 T_{rear} は非加熱側外気の温度[K]である。加熱側と非加熱側の対流熱伝達率は、Lautenburgerらの研究[5]で使用した値を用いて10 W/(m²K)とする。

(2) 圧力拡散方程式

試験体の両側は大気に接しているため、両側の全圧は大気圧と一致すると考えられる。そのため、圧力拡散方程式は第1種境界条件を使用する。

$$P_0 = P_{500} = 101325\text{Pa} \quad (7-9)$$

(3) 液水質量保存式

境界面から試験体内部に向かう液水の流れは存在しない。そのため、式(7-10)のように液水質量保存式の境界条件を表示できる。

$$\left(\tilde{\rho}_{liq} v_{liq} - D_{liq} \frac{\partial \tilde{\rho}_{liq}}{\partial x} \right)_{front \sim 0} = \left(\tilde{\rho}_{liq} v_{liq} - D_{liq} \frac{\partial \tilde{\rho}_{liq}}{\partial x} \right)_{500 \sim rear} = 0 \quad (7-10)$$

(4) 気体質量保存式

加熱側と非加熱側の気体質量保存式の境界条件はいずれも第三種境界条件で表示できる。式(7-11)と(7-12)にその計算式を示す。

$$\left(\tilde{\rho}_{gas} Y_i v_{gas} - \tilde{\rho}_{gas} D_i \frac{\partial Y_i}{\partial x} \right)_{front \sim 0} = H_{m,i,front} \tau_{gas,0} \rho_{air,front} (Y_{i,front} - Y_{i,0}) \quad (7-11)$$

$$\left(\tilde{\rho}_{gas} Y_i v_{gas} - \tilde{\rho}_{gas} D_i \frac{\partial Y_i}{\partial x} \right)_{500 \sim rear} = H_{m,i,rear} \tau_{gas,500} \rho_{air,rear} (Y_{i,500} - Y_{i,rear}) \quad (7-12)$$

ただし、下付き文字の*i*は窒素、酸素、二酸化炭素、熱分解ガスと水蒸気の5種類の気体の意味を表す。

7.1.4 計算結果

本節では、前節で示した条件で行った計算結果を示す。計算で得られた温度、含水率、焼失深さ、炭化深さ、変色深さ、表面温度と発熱速度を実験結果と比較する。また、試験体内部の全圧、水蒸気分圧、酸素濃度と残量比変化は実験では測定していないので計算結果のみを示す。

試験体内部の温度などの結果を説明する際は、加熱側表面から 0mm、10mm、20mm、30mm、40mm と 50mm の結果を用いた。0mm～50mm の解析結果は、0 番、100 番、200 番、300 番、400 番、500 番格子の解析結果を用いた。ただし、格子内発熱速度だけについては、5mm(格子 50 個)間隔で説明する。0mm～50mm の実験結果は、試験体に設置したセンサーで測定した値を用いた。

(1) 表面温度

図 7-3 に加熱開始後 60 秒までの表面温度を示す。実線は実験値、破線は解析値である。ただし、柵目-40-1 実験では表面温度測定データのファイルが破損したため、解析値のみを示す。解析値は実験値と類似の傾向で変化した。試験体の表面はまず緩慢に上昇し、着火温度である 350°C に到達すると表面温度が急激に変化する。着火した後に試験体の表面温度が改めて緩慢に上昇し、60 秒時点で約 600～700°C になった。

柵目試験体の着火速度は板目試験体より早く、60 秒時点の温度も板目試験体より高かった。解析値は実験で観測されたその現象をうまく再現できた。また、解析で得られた柵目試験体の着火時間は実験値と非常に近いが、板目試験体の着火時間解析値は実験値より約 10 秒早かった。解析では全乾密度を場所に依らず一様に設定したが、実際の本質部材は図 7-4 に示すように、板目と柵目では早材と晩材の配置が異なり、着火しやすさが異なる。そのため、板面の着火が遅くなったが、解析ではこのことを考慮していないためである。

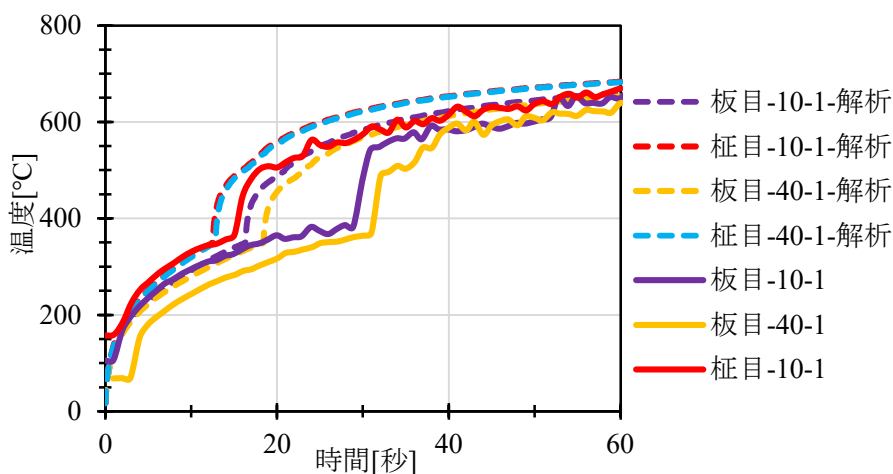
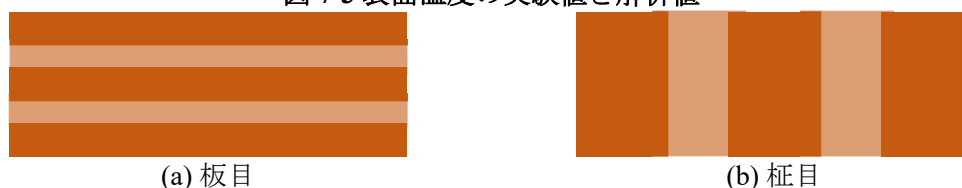


図 7-3 表面温度の実験値と解析値



(a) 板目

(b) 柵目

図 7-4 板目と柵目の密度の違い (早材と晩材の配置)

浅色：密度が低い早材、深色：密度が高い晩材

(2) 発熱速度

図 7-5 に発熱速度の測定値と解析値を示す。実線は実験値、破線は解析値である。ただし、発熱速度の解析値 $q_{surface}$ は熱分解ガスの有炎燃焼と不揮発性成分の赤熱燃焼の発熱総和であり、式(7-13)から計算する。

$$q_{surface} = \sum_{i=0}^{500} (Q_{flam} + Q_{glow}) \Delta x \quad (7-13)$$

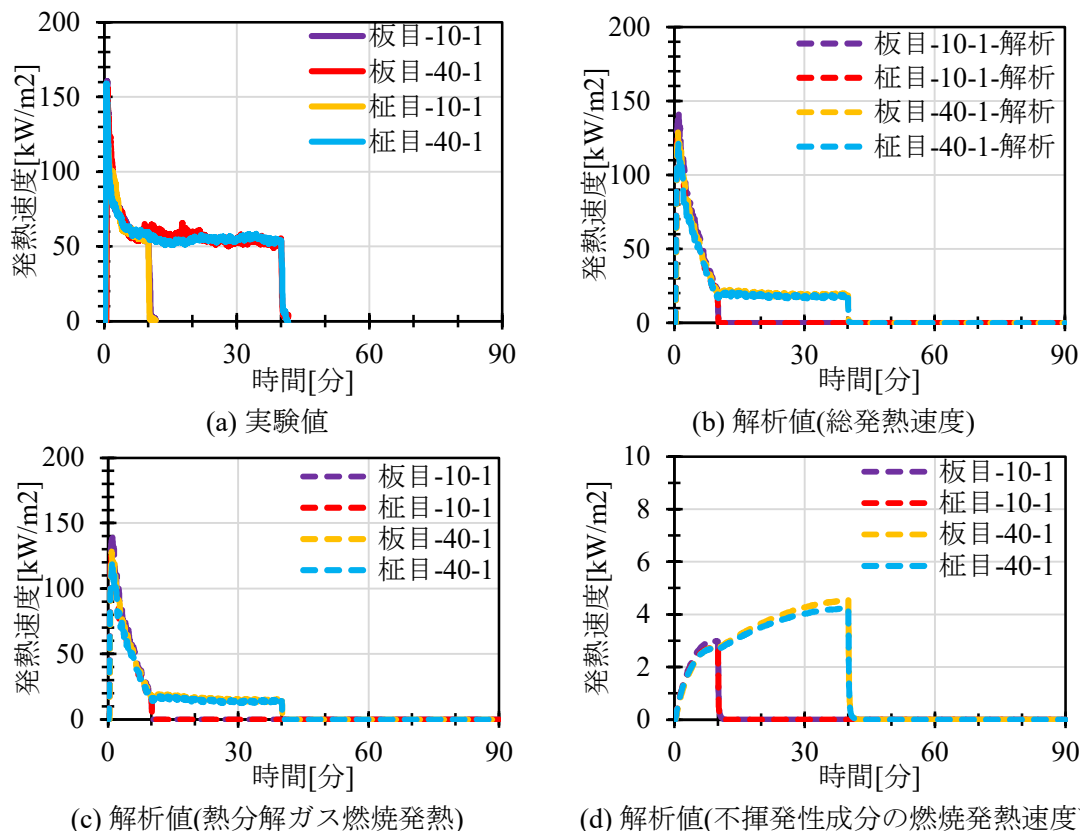


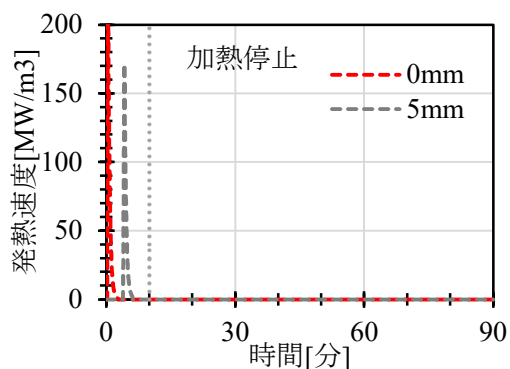
図 7-5 発熱速度の実験値と解析値

発熱速度の解析値では実験結果で観測された加熱開始後の発熱速度急上昇を再現できた。また、10 分以降の安定燃焼区間での発熱速度ほぼ一定の状態も再現できた。加熱開始直後の発熱速度ピーク解析値は最大で約 140kW/m² であり、実験値と概ね一致した。安定燃焼時の発熱速度解析値は約 20kW/m² であり、解析値の 50kW/m² より低い。熱分解ガス燃焼による発熱速度の解析値では、第 2 章の式(2-35)に示したように、熱分解で生じたガスのうち、当該要素の亀裂部分で酸素と結合して燃えた分のみを積算している。しかし、亀裂が発生していない部分でも、木質部材内部で発生した熱分解ガスが酸素と充分に混合すると燃焼が発生する可能性が存在する。本モデルはその点について計算に含まれていないため、それは発熱速度の解析値が実験値より小さい理由の一つであると考えられる。

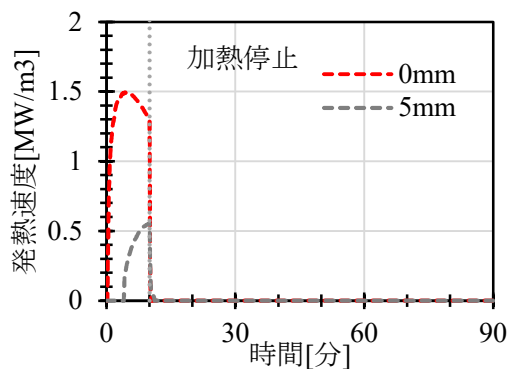
発熱速度の解析値が実験値より小さい理由のもう一つは、境界条件で設定した安定燃焼時の流入熱流は実際より小さい可能性がある。7.1.3 節では火炎の面積係数 $\tilde{\chi}$ を 0.1 に設定した。面積係数が大きくなるほど火炎から試験体に到達する熱量が高くなり、空気との接触による熱損失が少なくなる。つまり、安定燃焼時の面積係数を増大すると安定燃焼時の発熱速度も増大する。そのため、計算の時に設定した面積係数 $\tilde{\chi}$ は実際の係数より少ない可

能性があると示唆される。発熱速度の変化を適切に再現するため、実際の火炎の状況を表示できる χ の推定などの、加熱側境界条件を適切に表示する方法の検討が必要である。

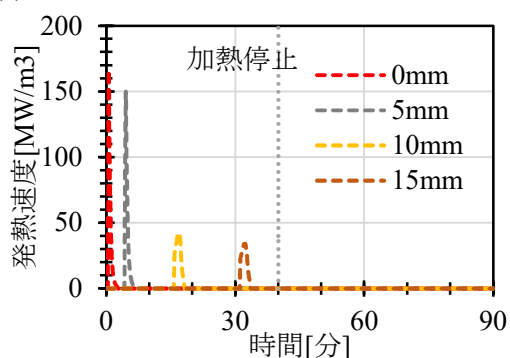
図 7-6 に格子内部での熱分解ガス燃焼による発熱と不揮発性成分の酸化による発熱速度を示す。熱分解ガスの格子内発熱は急激であり、継続時間は短い。一方で、不揮発性成分の格子内発熱は強度が弱く、継続時間が長い。加熱時間が 10 分の実験は 5~10mm、加熱時間が 40 分の実験は 15~20mm まで燃焼が浸透している。加熱が停止すると各位置の不揮発性成分格子内発熱がすぐに 0 まで下降し、燃焼が停止した。



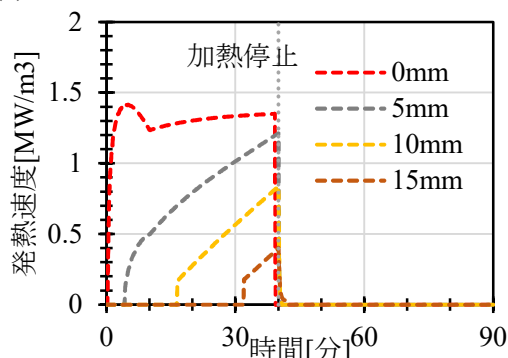
(a) 板目-10-1 熱分解ガス格子内発熱速度



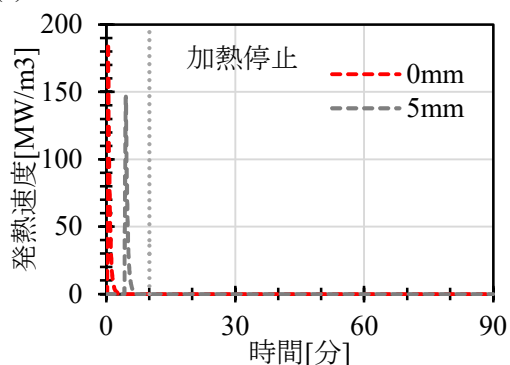
(b) 板目-10-1 不揮発性成分格子内発熱速度



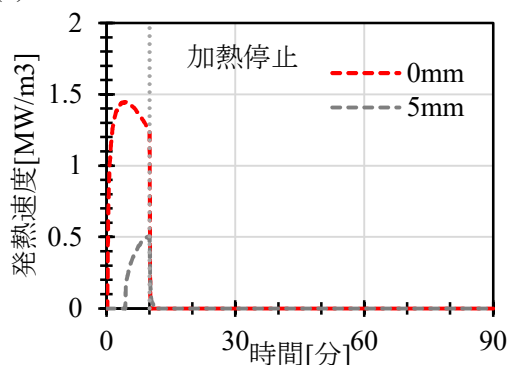
(c) 板目-40-1 熱分解ガス格子内発熱速度



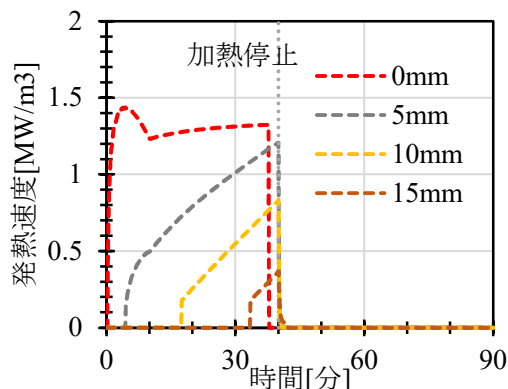
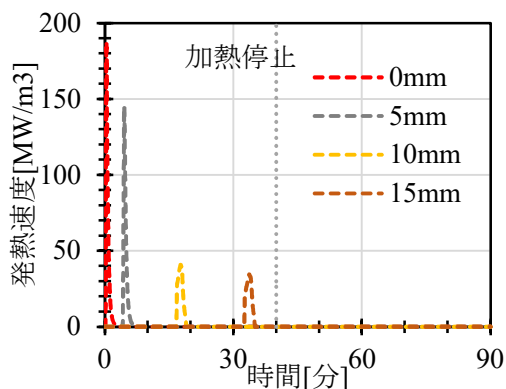
(d) 板目-40-1 不揮発性成分格子内発熱速度



(e) 柁目-10-1 熱分解ガス格子内発熱速度



(f) 柁目-10-1 不揮発性成分格子内発熱速度



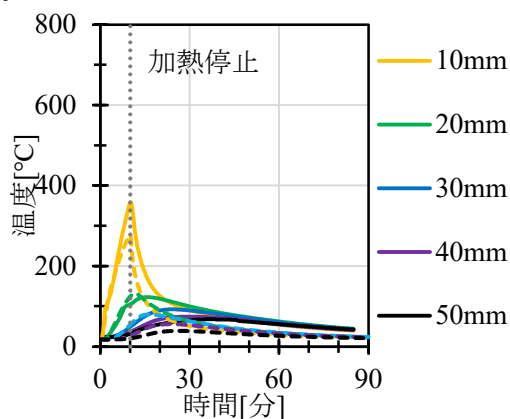
(g) 柵目-40-1 熱分解ガス格子内発熱速度

(h) 柵目-40-1 不揮発性成分格子内発熱速度

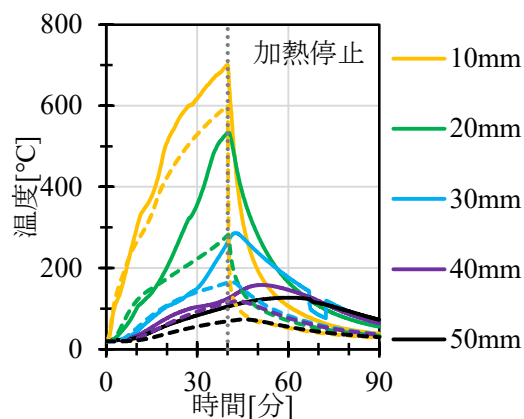
図 7-6 熱分解ガスと不揮発性成分格子内発熱の解析値

(3) 試験体内部温度

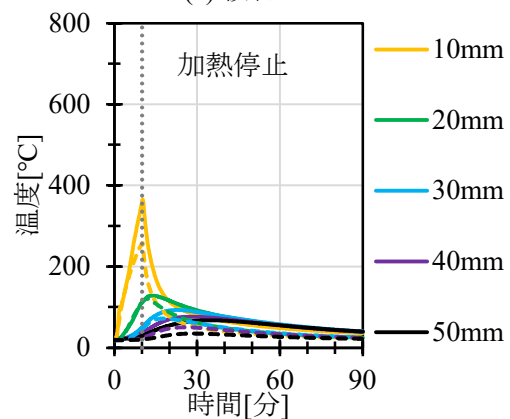
図 7-7 に算出した 4 回解析の試験体内部温度を示す。実線は実験値、破線は解析値である。



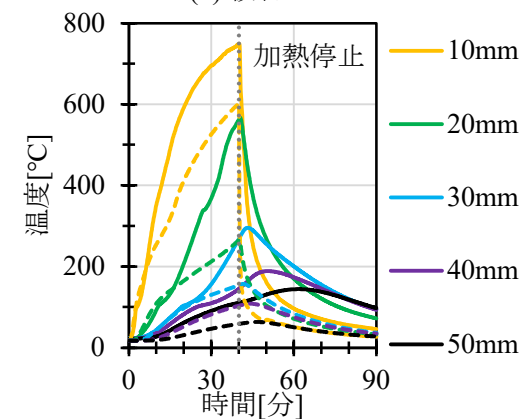
(a) 板目-10-1



(b) 板目-40-1



(c) 柵目-10-1



(d) 柵目-40-1

図 7-7 温度分布の解析値と実験値

加熱時間が 10 分時、加熱時の温度解析値と実験値は比較に良い一致が得られた。特に各位置の温度が 200°C 以下の時には、解析値と実験値の差は殆ど無い。しかし、200°C 以上になると解析値の温度上昇が実験値より遅くなった。例えば加熱停止の時に 10mm 位置温度の実験値は約 350°C、解析値は約 250°C となり、解析値は実験値より 100°C 低かった。また、

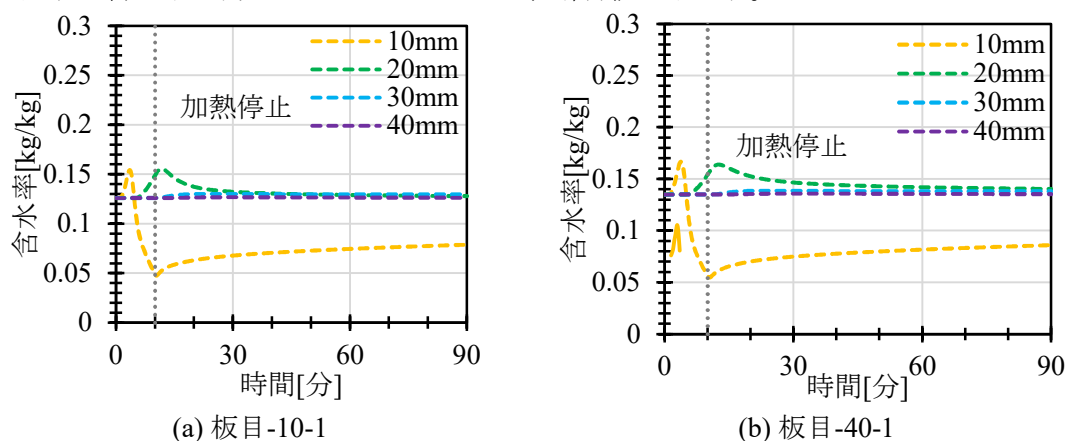
加熱が終了して冷却に入った後に実験値と解析値のいずれも温度が急激に下降し、ほぼ一定の温度まで収束するが、解析値の冷却速度は実験値より早い。例えば、40 分時に解析値各位置の温度は実験値各位置温度より約 30°C 低い。

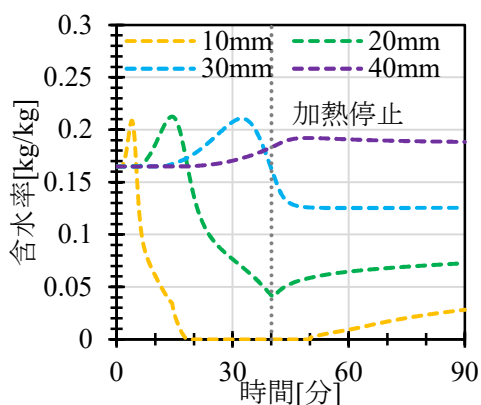
加熱時間が 40 分時は、加熱開始後 10~20 分で温度の解析値と実験値は比較的良い一致性得られたが、それ以降では解析値から算出した温度分布は実験値より低くなった。例えば板目 40-1 の実験では、加熱終了時の 10mm 位置温度実験値は約 700°C、実験値は約 600°C である。20mm 位置の温度実験値は約 550°C、解析値は約 290°C である。また、加熱が停止した後に 10mm 位置の温度解析値は急速に試験体底面温度とほぼ等しくように下降したが、実験値の温度下降速度も解析値より遅い。解析値で急速な温度下降が発生する原因は、加熱側表面から 10mm までの位置では解析上ほぼ完全に燃え尽きたためと考えられる。

全体的には、4 回のコーンカロリメーター実験の条件に従って算出された温度解析値は実験値より低かった。理由の一つは、安定燃焼が発生する時の熱分解ガスの燃焼による発熱速度の解析値が実験値より小さいためと考えられる。もう一つは、加熱開始 10 分以降の安定燃焼発生時に設定した境界条件は実際の安定燃焼時の境界条件をうまく表していない可能性がある。例えば火炎面積が全面積に対する比 $\bar{\chi}$ の設定値は実際の比率より小さい可能性がある。コーンカロリメーター実験での温度分布の解析結果が実験結果に対する再現性を高めるため、安定燃焼が発生する時のエンタルピー保存式の境界条件の設定方法については更なる検討が必要である。

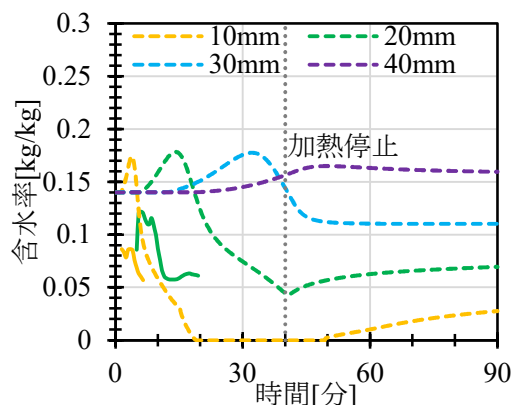
(4) 含水率

図 7-8 に各実験での含水率経過を示す。実線は実験値、破線は解析値である。板目試験体の実験は含水率の測定ができていないため、解析値のみ示す。





(c) 板目-10-1



(d) 板目-40-1

図 7-8 含水率分布の解析値と実験値

各位置の含水率は類似の変化傾向を示した。まずは水蒸気の吸着により含水率が上昇し、温度が上昇した後、液水の脱着により含水率が下降する。10mm位置の含水率はおよそ3～4分、20mm位置は約10～15分時に最大値になった。30mm以降の位置で含水率が最大値に到達する時刻は加熱時間により変動する。加熱時間が10分の実験では、30mmと40mm位置の含水率では顕著な変化が観測されず、90分時刻でも僅かな変化しかなかった。加熱時間が40分の実験では30mm位置の含水率ピークが約30～35分で観測され、40mm位置の含水率は45分時になだらかなピークが観測され、約0.03～0.04kg/kgの含水率上昇があった。

10mmと20mm位置の含水率では脱着により含水率が下降した後に改めて上昇する現象が観測された。その理由の一つは、非加熱側から加熱面に向かう液水の移動である。加熱後しばらくして20mmでは含水率が減少し、10mmでは回復している。このことから、20mm位置から10mm位置へと液水が移動したことが推定される。もう一つの理由は、温度の下降により飽和蒸気圧と平衡蒸気圧が下降するためと考えられる。加熱時間10分実験の10mm位置と加熱時間40分実験の20mm位置では、含水率の再上昇が開始する時刻は加熱が停止する時刻と概ね一致した。図7-8に示した温度分布のグラフにより、これらの位置はいずれも加熱停止後で急激な温度下降が観測された。

図7-7と対応して、各位置の含水率がピークに到達する時の温度を求めることができる。その結果は表7-7に示す。加熱期間中で含水率ピークが到達する際の対応温度は全体的に冷却期間中に含水率ピークが到達する際の対応温度より高かった。

表 7-7 各位置の含水率がピークに到達する時の温度

位置	板目-10-1	板目-40-1	板目-10-1	板目-40-1	平均
10mm	145.9	149.2	141.9	140.4	144.4±3.4
20mm	132.5	147.3	119.6	136.7	134.0±9.9
30mm	71.1	146.8	66.3	136.2	105.1±36.6
40mm	53.6	106.5	48.7	100.1	77.2±26.2
全体の平均	115.2±35.0				

各位置の含水率解析値は含水率実験値より高い。電気抵抗法による含水率測定では、限られた範囲の抵抗値しか測れないため、初期状態の含水率が低い状況では測定できないという欠点が存在する。そのため、解析を行う時の初期値は高周波木材水分計で試験体表面から測定した含水率を使用している。含水率解析値と実験値の数値上の不一致は、電気抵抗法と高周波水分計法より決めた含水率初期値の不一致によるものも含まれる。

(5) 残量比

図 7-9 に 4 回の解析で算出した残量比の解析結果を示す。加熱時間 10 分の実験は、加熱が終了する時に 0mm 位置の残量比が 0.2、10mm 位置の残量比が約 0.98 になった。10mm 以降の位置の残量比変化は計算されなかった。また、加熱時間が 40 分の実験は加熱終了時 0mm 位置の残量比が 0、10mm 位置の残量比が 0.2、20mm 位置の残量比は約 0.9 であった。加熱停止後の残量比変化はなかった。また、板目試験体と柁目試験体で残量比の変化傾向の違いは計算結果では僅かであった。

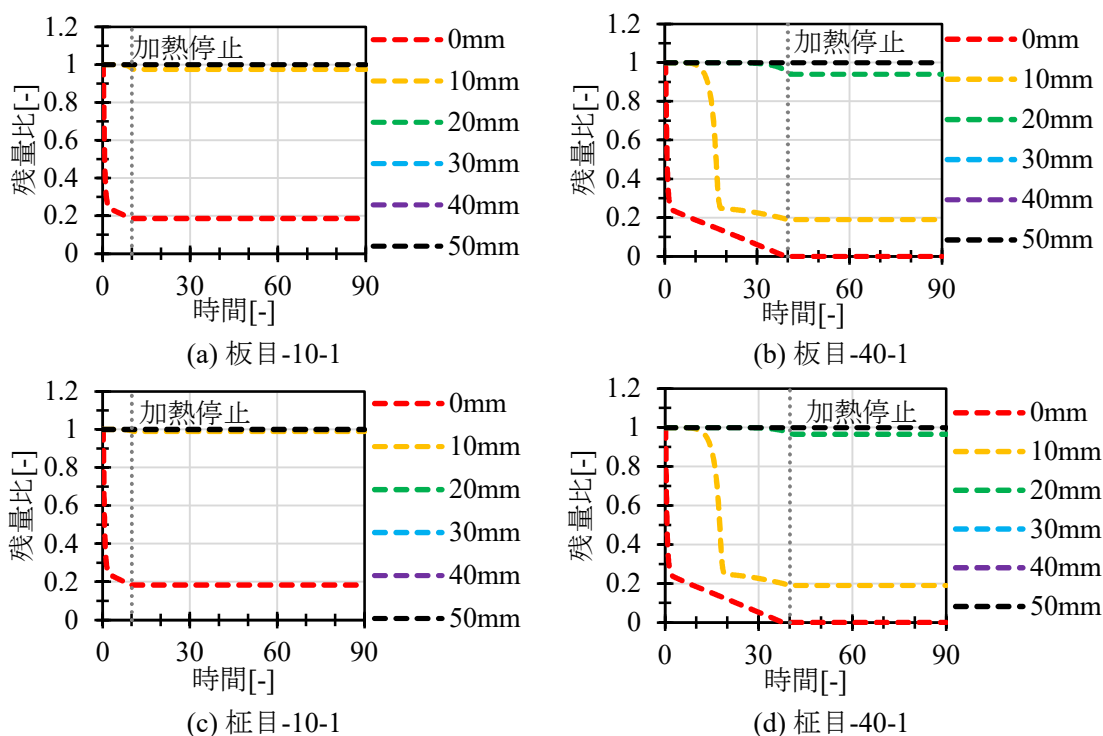


図 7-9 残量比の解析値と実験値

(6) 焼失、炭化、亀裂と変色深さ

図 7-10 に焼失、炭化、亀裂と変色深さの解析結果と測定結果を示す。解析結果は式(7-14)から算出したものである。破線は解析値を表し、実線は実験終了した後に試験体から測定した測定値である。

$$\Delta L = 0.05 - \sum_{i=0}^n \Delta x_i \quad (7-14)$$

ただし、 ΔL は各種深さ[m]、 n は残量比が一定の数値になった番号が最も大きい格子の番号である。境界位置の残量比は焼失が 0、炭化が 0.25、亀裂が 0.882、変色が 0.99 である。5 章で測定したデータを比較対象とする。ただし、計算値の炭化深さが対応する残量比は 0.25 であり、熱分解(炭化)が完全に進行した状態を意味する。そのため、比較対象とする実測データは実際に 5 章の測定結果の中の脆い炭化深さである。また、5.3.4 節で述べた焼失深さの定義により、実験と解析で得られた焼失深さは実質的に、焼失と収縮による寸法減少の総和である。

加熱時間が 10 分時には、加熱停止時の焼失深さが約 4mm、炭化深さが約 7.5mm、変色深さが約 10.5mm と算出された。加熱時間が 40 分時には、加熱停止時の焼失深さは約 11mm、

炭化深さが約 17mm、変色深さが約 22mm と算出された。変色位置と炭化位置の間の距離の解析値は加熱時間が 10 分時に約 3~4mm、加熱時間 40 分時に約 5~8mm であり、実験値の 10mm よりやや低い。

実験値と解析値の結果を比べると、焼失深さは全体的に解析値が実験値より大きい結果を得られた。焼失の進行が過大に算出されたと考えられる。また、変色深さは解析値が実験値より小さかった。図 7-5 の発熱速度と図 7-7 の温度分布の結果により、解析値の発熱速度及び温度上昇が実験値より低く推定されたため、変色深さの違いは温度の違いによると考えられる。炭化深さは 10min 加熱の時に解析値が実験値より深く、40min 加熱の時に解析値が実験値より浅い結果が得られた。

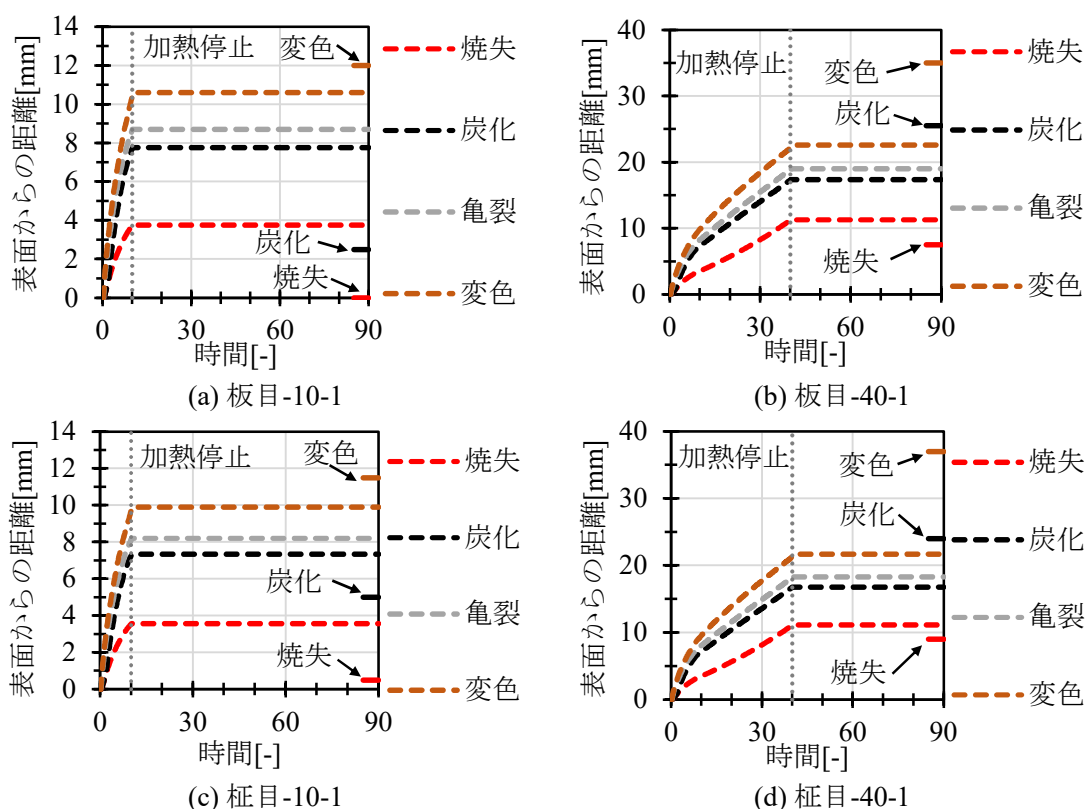


図 7-10 焼失、炭化、亀裂と変色深さの解析値と実験値

(7) 全圧と水蒸気圧の結果

図 7-11 に 4 回の実験の全圧と水蒸気圧の結果を示す。全圧と水蒸気圧の解析値は概ね同様なパターンで変化する。それは、圧力の上昇は主に液水の脱着によるためである。各位置の圧力は表面から近い順に上昇する。加熱時間が 40 分の場合、10mm 位置の圧力は約 5 分、20mm 位置の圧力は約 20 分、30mm 位置の圧力は約 40 分、40mm 位置の圧力は約 45 分時に最大値に到達した。その時間は、含水率が最大値に到達する時間と比べるとやや遅い。

各実験の全圧の最大値と水蒸気圧の最大値には一定のバラツキが存在する。板目-40-1 の場合に全圧最大値が最も大きく、約 0.75MPa であった。全圧の上昇は主に液水の脱着によるため、初期含水率が大きい試験体は生成可能な水蒸気量が多いので、全圧と水蒸気圧の最大値も高くなる。

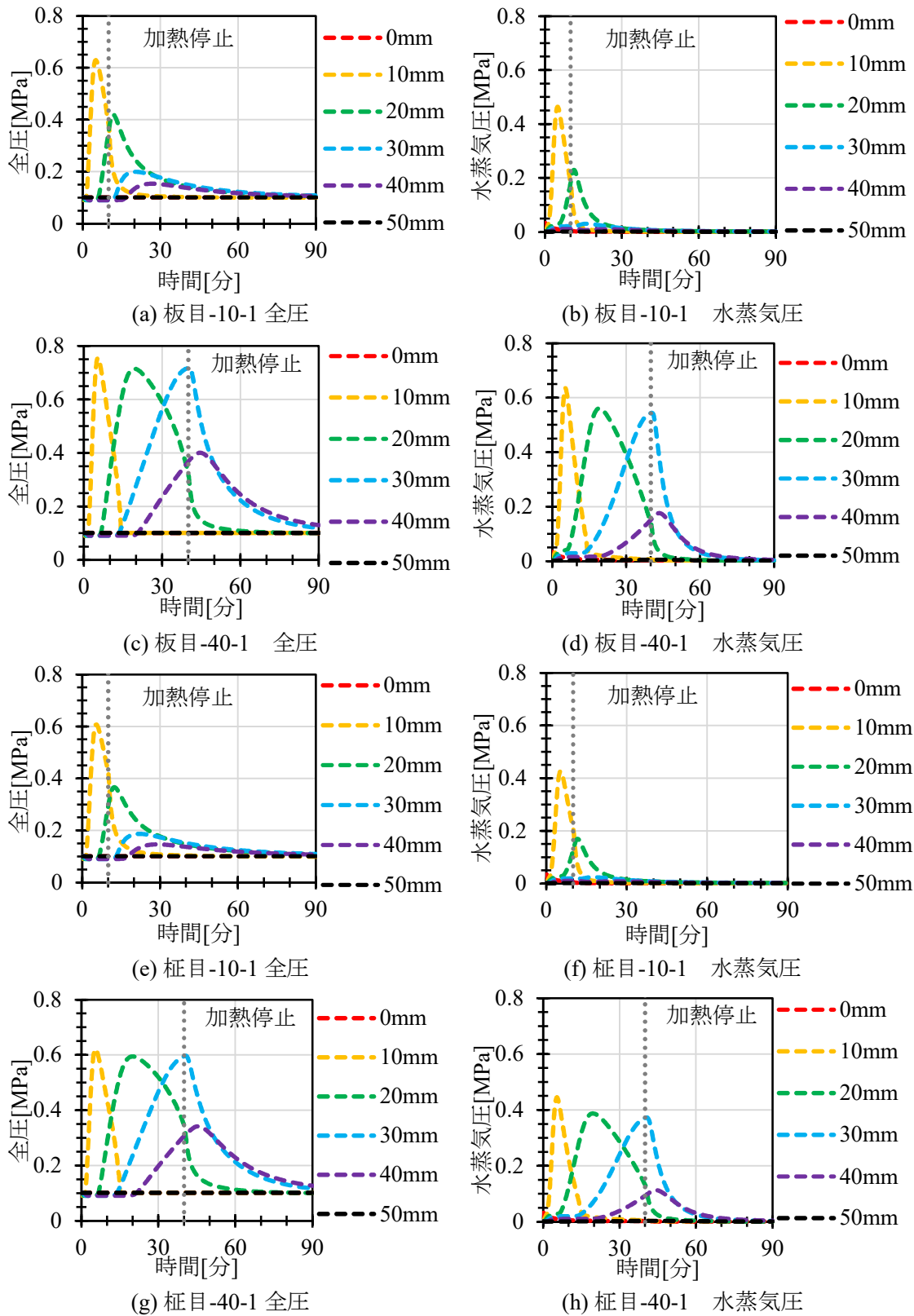


図 7-11 全圧と水蒸気圧の解析値

(8) 酸素と熱分解ガス質量分率分布

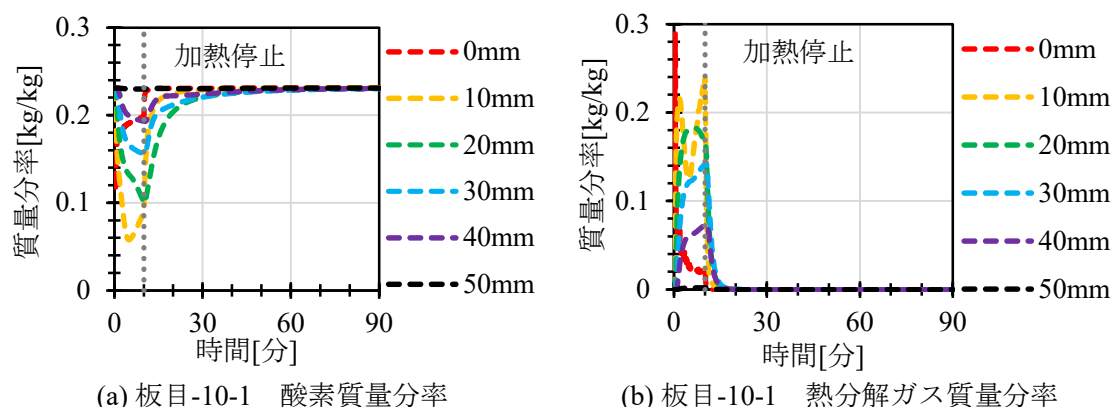
図 7-12 に酸素と熱分解ガスの質量分率分布を示す。各位置の酸素質量分率は加熱開始後

すぐに下降しはじめる。10mm位置は5分時に酸素の質量分率が最小になり、その後回復し始める。20mm 及び 20mm 以降の酸素の質量分率は加熱時間により変化のパターンが変わる。加熱温度が 10 分時に 20~40mm 位置の酸素質量分率が 10 分まで下降し続けて、その後回復し始めた。加熱時間が 40 分の場合は酸素質量分率が 20mm 位置で 20 分、30mm 位置で 40 分、40mm 位置で 40 分時点の時に最小値になり、その後回復した。加熱終了後の酸素の質量分率の回復は、加熱終了により各位置の温度が急激に下降し、液水の脱着速度と揮発性成分の熱分解速度ともに急激に減少したためと考えられる。

加熱時間 40 分の場合、10mm 位置の酸素質量分率が回復する時に約 20 分の位置で酸素質量分率曲線の折れ曲がり観測された。内部温度グラフによると、10mm 位置は 20 分時に約 400°C まで到達し、不揮発性成分の赤熱燃焼開始温度より高くなったため、そこで不揮発性成分の赤熱燃焼が既に開始したためと考えられる。折れ曲がり点以降は不揮発性成分の赤熱より酸素が消費されたため酸素の質量分率の回復が遅くなったと考えられる。

熱分解ガスの質量分率は加熱が開始した後すぐに上昇し始めた。0mm(加熱側表面)位置での急激な熱分解により大量の熱分解ガスが生成され、圧力勾配と質量分率勾配により内部まで熱分解ガスが運搬されたためと考えられる。10mm と 20mm 位置の熱分解ガスの質量分率曲線は二つの極大値点(曲線の山)と一つの極小値点(曲線の谷)が観測された。図 7-11 によると極小値が生じた時刻では水蒸気分圧が上昇しており、水分の脱着により熱分解ガスが押し出されたと考えられる。

発熱速度の考察では発熱速度の解析値が実験値より低い原因の一つが、熱分解ガスの燃焼による発熱が過小に計算されたためであると分析した。計算上は 350°C 以上になると熱分解ガスが燃焼し、熱分解ガスが生成されるとすぐに消費されると仮定したが、350°C 以上になっても熱分解ガスが完全に消費されない位置が存在した。例えば板目-40-1 のケースでは、10mm 位置は 30 分時に温度が 500°C まで上昇したが、熱分解ガスの質量分率がまだ 0.05kg/kg という比較的高い濃度が維持されていた。20mm 位置の熱分解ガス質量分率は 30 分時に約 0.17kg/kg になったため、10mm 位置の熱分解ガス質量分率が 350°C 以上になっても 0kg/kg まで下らない理由は、隣接格子からの物質移動によると考えられる。物質移動より流入した熱分解ガスの燃焼も適切にモデリングする必要があると考えられる。



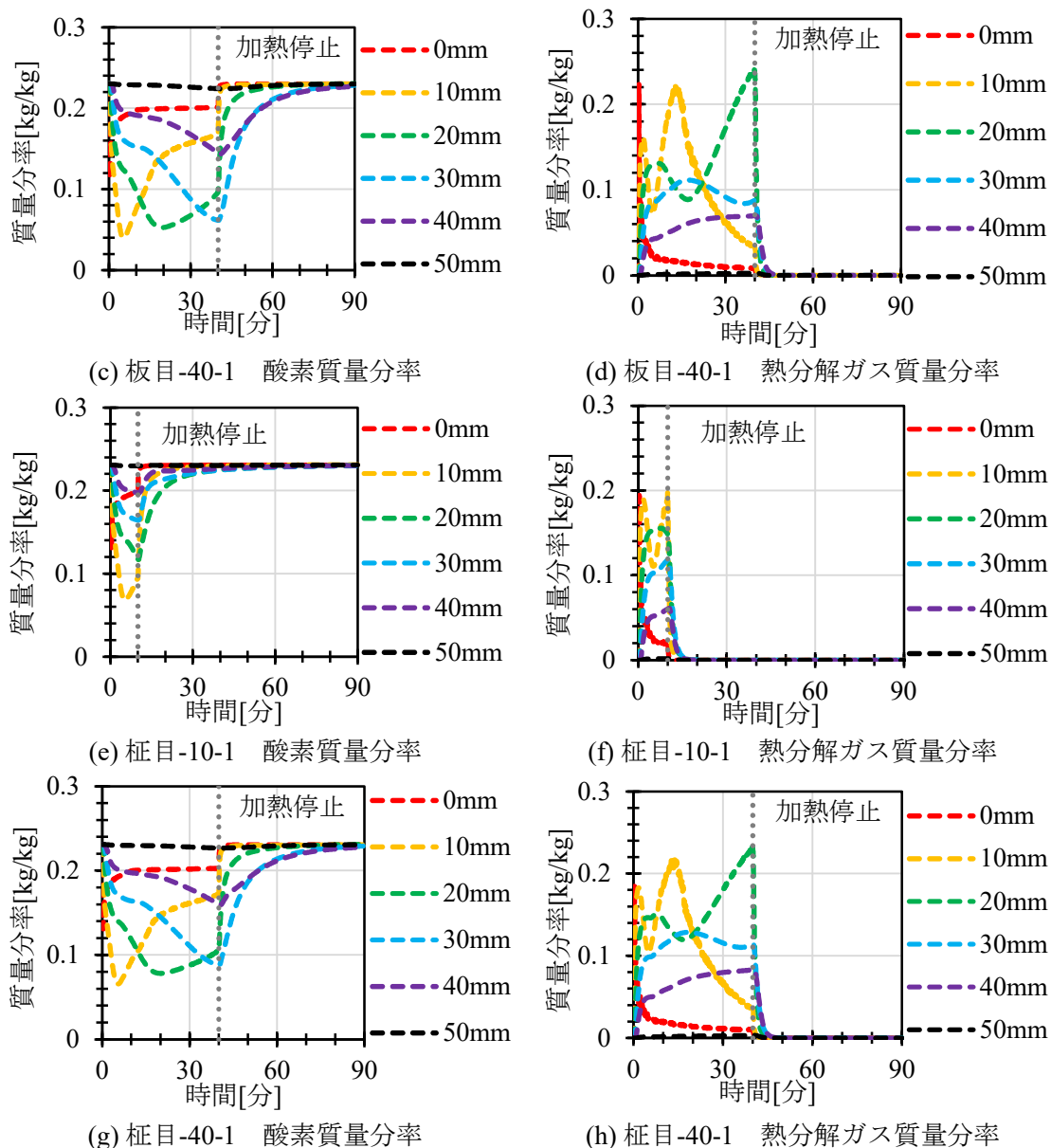


図 7-12 酸素と熱分解ガス質量分率の解析値

7.2 小型炉実験との比較

7.2.1 計算の概要

計算は、第 6 章で示した小型炉実験の実験 1、実験 2、実験 4、実験 5、実験 6 と実験 7 を対象とする。計算をする時に、実験時に測定された実験全過程の炉内温度及び冷却過程中の酸素濃度を入力条件として計算し、加熱側のエンタルピー保存式及び酸素質量保存式の境界条件として使用する。実験 3 と実験 8 は冷却過程中の炉内酸素濃度の測定が不調であった (実験 3 は 60 分～約 90 分、実験 8 は約 70 分以降) ため、それら 2 つの実験の条件を用いた計算は行わなかった。

各回の計算はいずれも 60 分の ISO834 標準加熱を行い、その後に 180 分の冷却を行うものである。前述の通り、実験を行う時に測定した加熱炉内温度の平均値を加熱側の温度にして加熱側の温度境界条件として代入する。試験体の全乾密度は切り出しサンプルから測

定し、平均で 463kg/m³である。

計算で得られた温度、含水率、発熱速度と焼失、炭化、変色深さの結果を実験で測定した結果と比較し、計算の精度を検証する。また、実測しなかった試験体内部圧力、水蒸気分圧、試験体内部熱分解ガス質量分率なども結果として示す。

7.2.2 計算の入力条件

7.1 節と同様な方法を用いて、計算に必要とする入力条件を物性値、解析対象状態値と解析設定値に分類して示す。また、必要に応じて入力条件の決め方を解説する。

(1) 物性値

表 7-8 に解析時の入力物性値を示す。

表 7-8 プログラムに入力する物性値

入力値種類	数値	単位
空隙率	0.647	-
気体比透気率	1.2×10^{-16}	m ²
樹種	カラマツ	-

3.6 節で示した Plotze らの測定結果から導出した回帰式に試験体の全乾密度 463kg/m³を代入すると、算出した空隙率は 0.646 であり、Fredlund 論文[1]で報告した Pine の空隙率($\tau = 0.647$)と非常に近い。そのため、ここでは 7.1.2 節と同様に、Fredlund 論文での Pine の空隙率と比透気率を援用する。また、熱分解反応を計算する時に必要とする反応速度パラメータと成分比は 7.1.2 節の設定と同様に、引き続きカラマツ材の値を使用する。吸着等温線の計算も 7.1.2 節の設定と同様に、引き続きカラマツ B の値を使用する。収縮係数も 7.1.2 節と同様に、カラマツ半径方向の数値 $\eta = 0.72$ を使用する。

(2) 解析対象状態値

表 7-9 に試験体の初期温度、含水率などの初期値、境界条件等の入力値を示す。

表 7-9 プログラムに入力する初期状態値

入力値種類	数値	単位
試験体長さ	0.1	m
試験体初期温度	0 分時の試験体裏面(100mm)温度	K
加熱側初期温度	0 分時の試験体裏面(100mm)温度	K
非加熱側初期温度	0 分時の試験体裏面(100mm)温度	K
試験体初期圧力	101325	Pa
加熱側初期圧力	101325	Pa
非加熱側初期圧力	101325	Pa
試験体全乾密度	463	kg/m ³
単位体積木材揮発性成分質量	0.75*全乾密度	kg/m ³
単位体積木材不揮発性成分質量	0.25*全乾密度	kg/m ³
単位体積木材の液水質量	含水率*全乾密度	kg/m ³
酸素初期質量分率	初期含水率より設定	kg/kg
窒素初期質量分率	初期含水率より設定	kg/kg
熱分解ガス初期質量分率	0	kg/kg
水蒸気初期質量分率	初期含水率より設定	kg/kg
二酸化炭素初期質量分率	0	kg/kg
単位体積木材の気体質量	気体質量分率から設定	kg/m ³

加熱条件	炉内温度測定値から設定	-
外気条件	加熱時と冷却時を分けて設定	-

解析対象の厚さ試験体の厚さと同様に、0.1m (100mm)と設定した。全乾密度は試験体切り出しサンプルから測定した平均値 463kg/m³を設定した。初期温度と初期圧力は室温の測定値と常圧(1atm, 101325Pa)を用いて設定した。

単位体積木材の揮発性成分質量と不揮発性成分の質量は、既往の TG 実験で得られた結果を基に、急激な熱分解が終了する位置の残量比が対応する位置を用いて設定した。カラマツの残量比は 0.25 であるため、揮発性成分：不揮発性成分の比例を 0.75:0.25 にした。

初期状態の気体質量分率は大気と同一に設定する。大気中には熱分解ガスが存在せず、二酸化炭素の含量も微小であるため、全て 0 とする。水蒸気の質量分率の初期値は試験体の初期含水率がちょうど平衡含水率になるように調整する。酸素と窒素の初期質量分率は乾燥空気中の含量が酸素約 21 vol.%、窒素約 79 vol.%として想定し、推定した水蒸気質量分率から酸素と窒素の質量分率を計算する。表 7-10 に 6 回の実験の温度と初期水蒸気、酸素、窒素質量分率の初期値を示す。また、参考のため初期含水率も併せて示す。

表 7-10 プログラムに入力する温度、含水率と質量分率の初期設定値

実験名	初期温度[K]	初期含水率[kg/kg]	初期窒素質量分率[kg/kg]	初期酸素質量分率[kg/kg]	初期水蒸気質量分率[kg/kg]
実験 1	287.25 (14.1°C)	0.125	0.7624	0.2316	0.0060
実験 2	285.97 (12.82°C)	0.123	0.7629	0.2318	0.0054
実験 4	282.23 (9.08°C)	0.118	0.7640	0.2321	0.0039
実験 5	282.49 (9.34°C)	0.120	0.7638	0.2321	0.0041
実験 6	282.91 (9.76°C)	0.114	0.7640	0.2321	0.0039
実験 7	283.25 (10.1°C)	0.122	0.7636	0.2320	0.0044

加熱開始後の炉内では、燃料ガスと熱分解ガスの酸素濃度が急激に低下し、二酸化炭素と水蒸気の濃度が上昇する。ここで、熱分解ガスと燃料ガスをメタンガスで近似し、酸素の消費量と二酸化炭素・水蒸気の生成量を計算する。燃焼はすべて完全燃焼とする。

酸素が完全に消費されない時の炉内の気体質量分率は、まずその時の水蒸気質量分率がちょうど飽和になるように水蒸気質量分率を推定し、その後水蒸気の生成量から消費した酸素量と二酸化炭素の生成量を推定してから、各種気体の質量分率を計算する。

冷却時は燃料ガスの供給が終了し、新鮮空気が炉内に直接に供給される。そのため、酸素の質量分率が回復して、水蒸気と二酸化炭素の質量分率が減少する。冷却中の炉内質量分率を計算する際は、加熱開始直後のように各種質量分率が連続的に変化しているように計算の方が望ましいが、冷却過程中的水蒸気質量分率は加熱時のような酸素または二酸化炭素の質量分率との相関関係がない。詳細の計算は、炉内のガス質量収支を含めて考慮する必要がある。本モデルでは炉内ガスの質量収支を計算していないため、冷却中の炉内質量分率を計算する際は大気中の質量分率まで回復されなかった酸素の質量分率は二酸化炭素で占められることとし、窒素、水蒸気と熱分解ガスの質量分率は大気中と等しいと仮定する。

(3) 解析設定値

表 7-11 に解析設定値を示す。解析域全体を 501 分割して、時間刻みを 0.1s とした。全体的には 240 分の計算を行うため、計 144000 回の時間刻み前進の反復計算を行った。実験で

の温度と含水率数値の計算は 20mm 間隔で行われたため、解析値も 100 格子間隔(20mm 間隔と対応)でデータを保存した。

表 7-11 解析設定値

入力値種類	数値	単位
格子分割数	501	個
時間刻み	0.1	s
反復計算の総回数	144000	回
計算する反応と変化	水分の脱着と吸着、揮発性成分熱分解、不揮発性成分の酸化を全て計算する	-
データを保存する反復間隔	200	回
時間刻み内の最大反復回数	50	回
時間刻み内の反復の許容誤差	10 ⁻⁴	-
保存間隔	[0, 500, 100] (つまり、間隔 100 格子(20mm)で保存)	-

7.2.3 計算の境界条件

(1) エンタルピー保存式

コーンカロリメーター実験と類似するように、カラマツ壁試験体表面の熱収支は式(7-15)に表すことができる。

$$q_{front} = \tilde{\chi}(\varepsilon q_{flame,rad} + q_{flame,conv}) + (1 - \tilde{\chi})(q_{front,air,conv} + \varepsilon q_{front,air,rad}) \quad (7-15)$$

小型炉実験では、試験体は炉内での燃料ガスの燃焼と熱分解ガスの燃焼で作成した高温の炉内環境からの加熱により昇温する。そのため、炉内温度は熱分解ガス燃焼による火炎の温度をほぼ代表することができると考えられる。今回の計算はその考え方に従って、火炎温度が炉内温度と等しいとする。そのため、加熱側境界面へ流入する熱流は、式(7-16)のように炉内温度だけで表す。

$$q_{front} = \varepsilon\sigma(T_{furn}^4 - T_0^4) + H_{front}(T_{furn} - T_0) \quad (7-16)$$

ただし、 T_{furn} は実験で測定した炉内温度[K]であり、 H_{front} は加熱側の対流熱伝達率[W/m²K]である。

非加熱側の境界面熱流は式(7-17)に示す。

$$q_{rear} = H_{rear}(T_{500} - T_{rear}) + \varepsilon\sigma(T_{501}^4 - T_{rear}^4) \quad (7-17)$$

ここで、 T_{500} は非加熱側境界面の温度[K]、 T_{rear} は非加熱側外気の温度[K]である。非加熱側の外気温度は初期温度と同様に、加熱開始直前の 100mm 側の試験体温度測定値を使用する。加熱側と非加熱側の対流熱伝達率は、Lautenburger らの研究[5]で使用した値を用いて、10 W/(m²K)とする。

(2) 圧力拡散方程式

試験体の非加熱側は大気に接している。加熱側は炉内温度が非常に高いため、若干の圧力変化が存在すると考えられるが、実験をする時に炉内気体は自由に排出することができるため、試験体の加熱側の圧力も大気圧とほぼ等しいと考えられる。そのため、圧力拡散方程式は第 1 種境界条件を使用し、両側の圧力を大気圧(101325Pa)と等しくように設定する。

$$P_0 = P_{500} = 101325\text{Pa} \quad (7-18)$$

(3) 液水質量保存式

境界面から試験体内部に向かう液水の流れは存在しない。そのため、式(7-19)のように液水質量保存式の境界条件を与える。

$$\left(\tilde{\rho}_{liq} v_{liq} - D_{liq} \frac{\partial \tilde{\rho}_{liq}}{\partial x} \right)_{front \sim 0} = \left(\tilde{\rho}_{liq} v_{liq} - D_{liq} \frac{\partial \tilde{\rho}_{liq}}{\partial x} \right)_{500 \sim rear} = 0 \quad (7-19)$$

(4) 気体質量保存式

加熱側と非加熱側の気体質量保存式の境界条件はいずれも第三種境界条件で与える。式(7-20)と(7-21)にその計算式を示す。

$$\left(\tilde{\rho}_{gas} Y_i v_{gas} - \tilde{\rho}_{gas} D_i \frac{\partial Y_i}{\partial x} \right)_{front \sim 0} = H_{m,i,front} \tau_{gas,0} \rho_{air,front} (Y_{i,front} - Y_{i,0}) \quad (7-20)$$

$$\left(\tilde{\rho}_{gas} Y_i v_{gas} - \tilde{\rho}_{gas} D_i \frac{\partial Y_i}{\partial x} \right)_{500 \sim rear} = H_{m,i,rear} \tau_{gas,500} \rho_{air,rear} (Y_{i,500} - Y_{i,rear}) \quad (7-21)$$

ただし、下付き文字の*i*は窒素、酸素、二酸化炭素、熱分解ガスと水蒸気の5種類の気体のいずれかを表す。両側の物質伝達率は3.9.2節に示した方法に従って計算する。

7.2.4 計算結果

本節では、前節で示した条件で行った計算結果を示す。計算で得られた温度、含水率、焼失深さ、炭化深さ、変色深さ、表面温度と発熱速度を実験結果と比較する。また、試験体内部の全圧、水蒸気分圧、酸素濃度と残量比変化は実測していないが、計算結果を示す。

試験体内部の温度などの結果を説明する際は、加熱表面から0mm、20mm、40mm、60mm、80mmと100mmの結果を用いた。0mm～100mmの解析結果は、0番、100番、200番、300番、400番、500番格子の中の解析結果を用いた。ただし、格子内発熱速度を説明する際のみ、10mm(格子50個)間隔で説明した。0mm～100mmの実験結果は、実験開始前に試験体に設置したセンサーで測定した結果を用いた。

(1) 試験体温度

図7-13に試験体各位置温度の解析値と実験値を示す。実線は実験値、破線は解析値である。ここでは、給気量が小さい方から順に各実験の実験結果を並べた。各実験の内部温度解析値は実験が開始した後に上昇し、1時間の時に表面が約950℃、20mmが約600℃、40mmが約100℃まで上昇した。0～60分では外部の加熱条件および計算で使用する試験体の設定条件はほとんど同じなので、各実験の条件で行った解析で得られた温度は一致であった。加熱開始直後から40分までの区間で表面温度の解析値は実験値より高くなった。全体的には、加熱時では各位置の実験値と解析値の温度は良好に一致している。

冷却開始後は、解析値の0mm位置の温度が下降し、20mm～100mm位置の温度が上昇する。20mm位置の温度の上昇速度と上昇幅は給気量が大きくなるほど大きくなる傾向がある。例えば6回の実験の中で給気量が最も小さい実験1は加熱が停止した後に20mm位置の温度解析値が85分時に約700℃まで上昇したが、実験7の20mm位置温度解析値が65分時に約800℃まで上昇した。給気量が大きくなるほど酸素質量分率の回復が速くなり、不揮発性成分の燃焼が激しくなる。燃焼による発熱は熱分解が必要の熱源となり、生成した熱分解ガスも燃焼して熱量を放出し、温度を上昇させる。20mm位置の温度が表面温度と同様な値に到達すると温度の上昇が終了し、表面温度とほぼ同様なパターンで下降する。

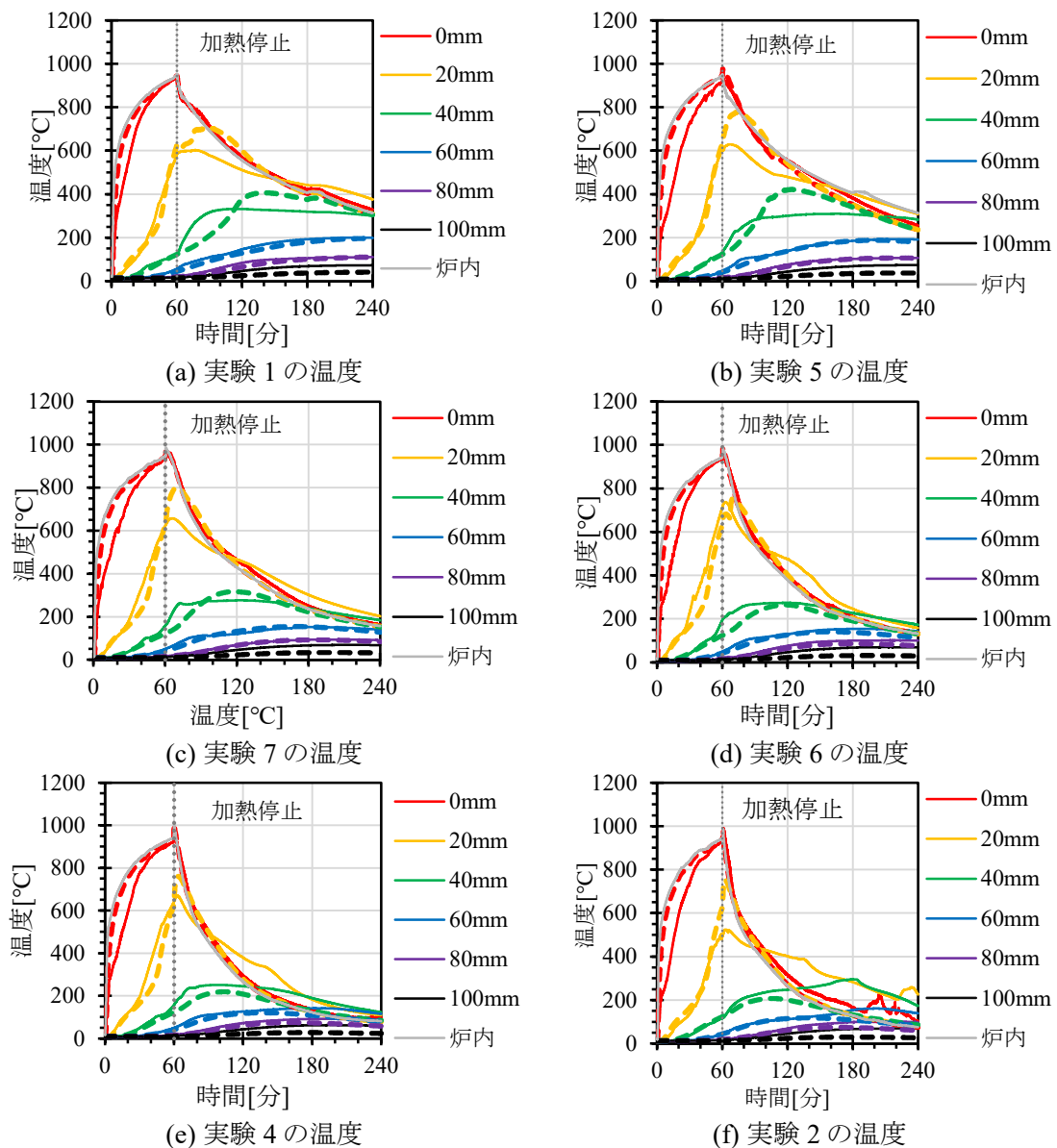


図 7-13 各実験の試験体内部温度実験値(実線)と解析値(破線)

実験値では 20mm 位置の温度が表面温度よりも高くなった現象は顕著であったが、この現象は解析では僅かしか再現できなかった。その理由は、解析で使用した寸法減少の設定方法によると考えられる。解析では残量比の減少に応じて格子寸法を減少するように設定した。エンタルピー保存式を計算する際は、格子寸法 Δx を減ずることは、格子寸法の変化がない場合と比べると熱伝導率 k の増大及び生成項 Q の減少と同様な効果を持つ。つまり、不揮発性成分の赤熱燃焼が進行すればするほど、熱が隣接する格子に伝導しやすくなり、赤熱燃焼が温度上昇へ及ぼす効果が小さくなる。そのため、20mm 位置で赤熱が激しく発生しても、赤熱による発熱が温度上昇へ及ぼす影響が少なく、表面付近の温度がほとんど同じ温度になってしまう。

試験体の 40mm 位置の温度は、加熱が停止した後に速やかに上昇した。実験値の温度上昇速度は解析値より早い。例えば実験 1 の 40mm 位置温度実験値は約 90 分時に 300°Cまで

上昇したが、40mm位置の温度解析値は約105分時に300°Cに到達した。しかし、解析値の温度上昇幅は実験値より大きく、実験1と実験5の40mm位置温度解析値は最大400°Cまで上昇した。40mm位置の温度解析値と実験値の違いは給気量の増加により徐々に減少し、実験7以降では40mm位置の温度解析値と実験値が概ね一致した。

非加熱面と近い60mm、80mmの温度は各回の実験の条件で行った解析値と実験値が精度よく一致している。裏面温度の解析値は実験値よりやや低いが、違いは顕著ではない。

6回の解析で得られた温度分布解析値と実験値の比較により、本計算モデルで算出したISO834で加熱した後に各種給気量で冷却した試験体の実験全過程(加熱+冷却)での温度変化は加熱面に近い位置(20mm、40mm)で実験値との差が若干存在するが、解析値は全体的に実験値を良好に再現できたと考えられる。加熱表面と近い位置での実験値と解析値の差は給気量の増加により減少し、実験6の時に最小となった。

(2) 発熱速度

図7-14に発熱速度の実験値と解析値を示す。発熱速度の実験値は酸素消費法から算出したものであり、解析値は式(7-13)から算出した解析域内すべての格子内部での熱分解ガス燃焼発熱と不揮発性成分の赤熱燃焼発熱量に格子長さを掛けたものである。

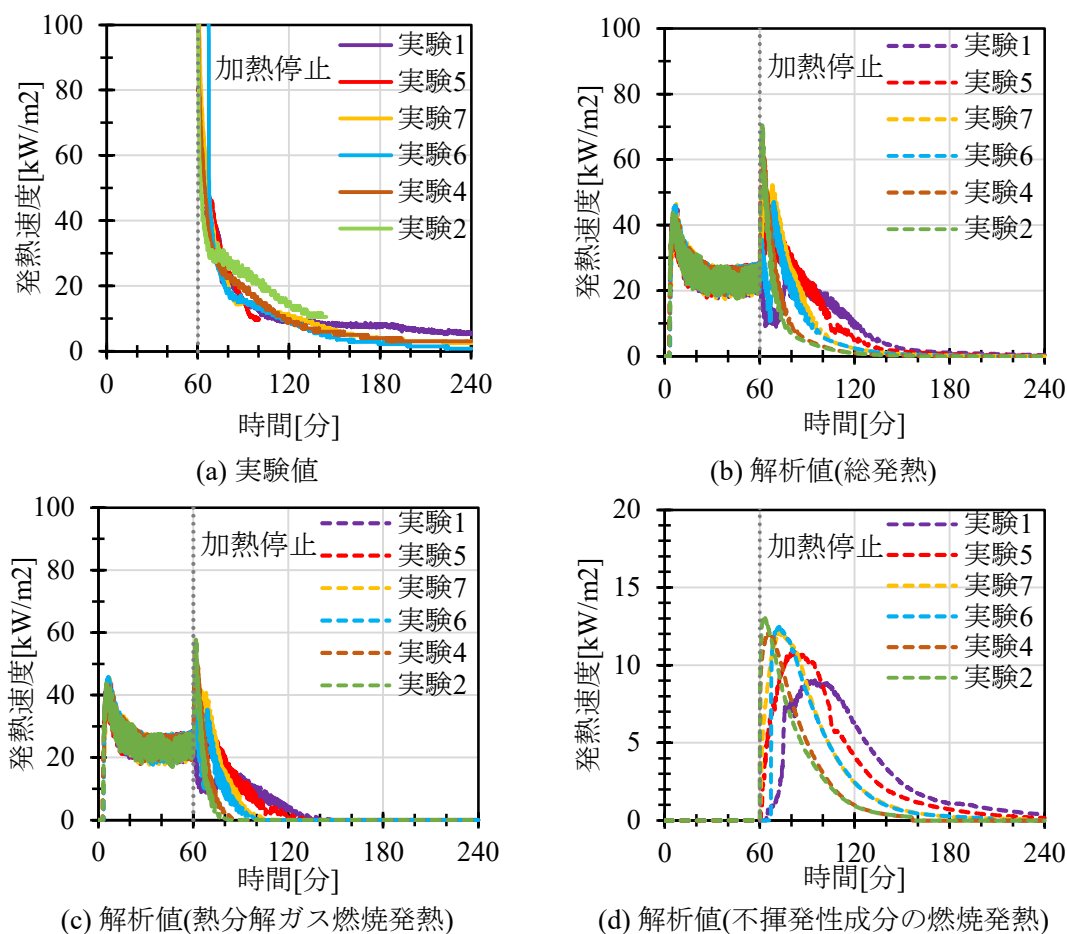


図7-14 発熱速度の実験値(実線)と解析値(破線)

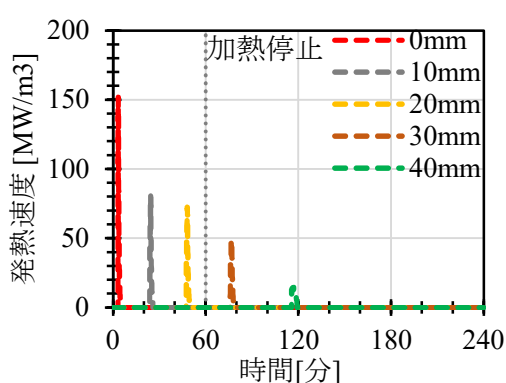
加熱開始後には、発熱速度がまず40~50kW/m²まで急激に上昇し、その後徐々に下降す

る。加熱開始後 20 分時に発熱速度は平均的に 25kW/m^2 の水準まで下降した。その時は発熱速度の値に振動があるが、振動が生じる理由は内部格子の熱分解ガス燃焼が開始するとともに加熱側と近い外部格子の熱分解ガスの燃焼が終了するため、全体的には安定していると考えられる。

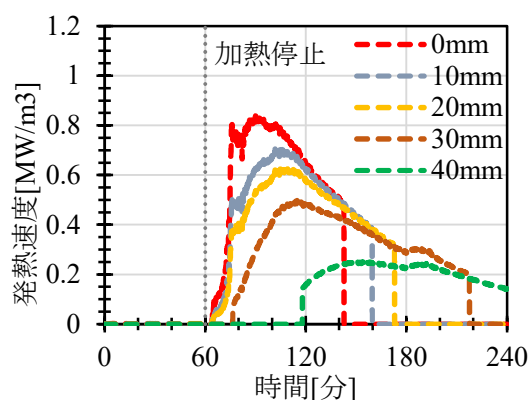
発熱速度の解析値は冷却期間に入った後に急激に上昇し、最大が約 70kW/m^2 まで到達した。加熱停止により炉内酸素濃度が回復し、不揮発性成分の燃焼が発生した。燃焼の発生により大量の熱が放出され、試験体温度も上昇した。温度の上昇により熱分解反応の速度が大きくなり、熱分解ガスの燃焼速度も速くなった。そのため、全体の発熱速度は急激に上昇した。発熱速度がピークに到達した後に下降し、120 分時は約 $5\sim 10\text{kW/m}^2$ まで下がった。熱分解ガスの燃焼による発熱は 140 分以降でほとんど終了したが、不揮発性成分の燃焼による発熱は一部のケースにおいて 240 分まで継続した。

冷却開始直後の発熱速度上昇幅は、実験 2 が最も大きかった。給気量が大きく、酸素濃度の回復が最も早いことが原因である。また、発熱速度の下降速度は熱分解ガス燃焼発熱と不揮発性成分の燃焼発熱のいずれも給気量が小さくなるほど遅くなる傾向がある。このように発熱速度の解析値の変化傾向は、実験値と一致している。

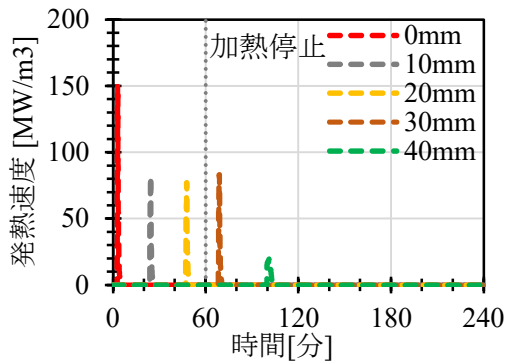
図 7-15 に各解析格子内部発熱速度を示す。熱分解ガスの燃焼による格子内発熱は急激であり、継続時間が短い。不揮発性成分の燃焼による格子内発熱の強度は低く、継続時間は長い。実験 1 と実験 5 は 40mm まで燃焼が発生し、実験終了時まで燃焼が続いた。他の実験は 30mm まで燃焼が発生し、実験終了以前で燃焼が停止した(ただし、30~40mm の間の格子内発熱速度は出力していないため途中で燃焼が発生した可能性もある)。給気量が大きくなるほど燃焼終了の時刻が速くなる。例えば実験 7 は約 230 分まで燃焼が継続したが、実験 2 は 160 分までしか続いていなかった。給気量が大きくなるほど炉内温度が低くなるため、炉内温度が冷却時の格子内発熱へ及ぼす影響が非常に大きく、燃焼が継続するかどうかを支配していると考えられる。



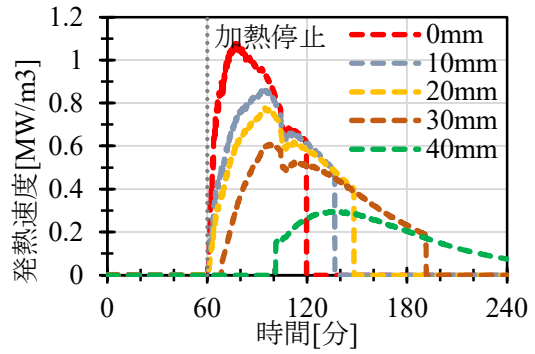
(a) 実験 1 : 熱分解ガス燃焼発熱



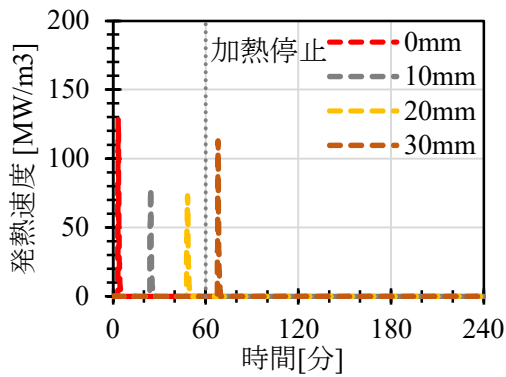
(b) 実験 1 : 不揮発性成分燃焼発熱



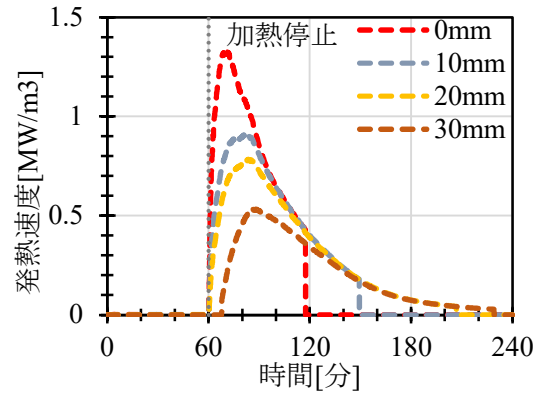
(c) 実験 5 : 熱分解ガス燃焼発熱



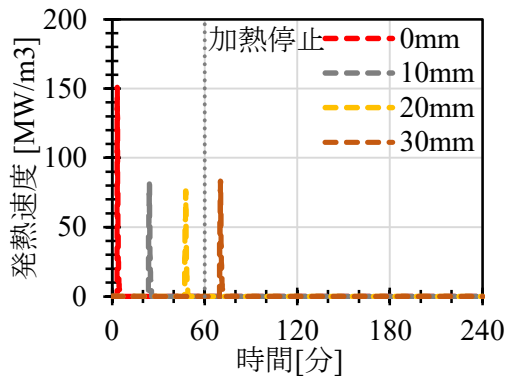
(d) 実験 5 : 不揮発性成分燃焼発熱



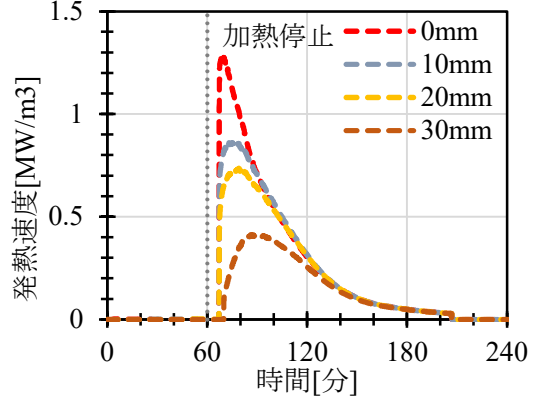
(e) 実験 7 : 熱分解ガス燃焼発熱



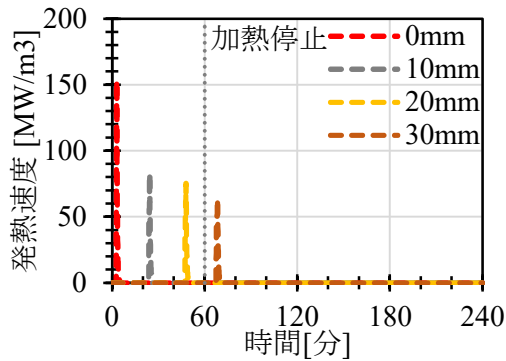
(f) 実験 7 : 不揮発性成分燃焼発熱



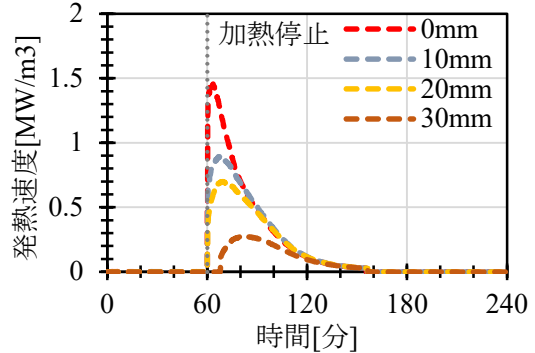
(g) 実験 6 : 熱分解ガス燃焼発熱



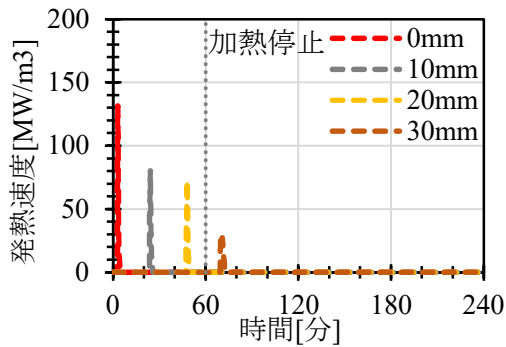
(h) 実験 6 : 不揮発性成分燃焼発熱



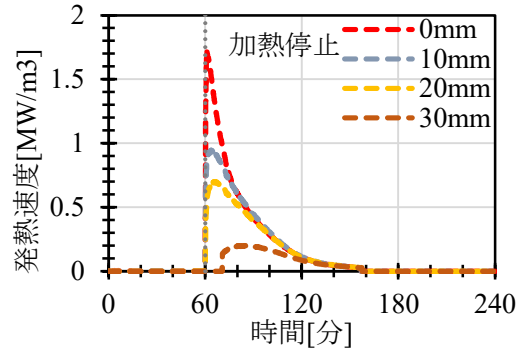
(i) 実験 4 : 熱分解ガス燃焼発熱



(j) 実験 4 : 不揮発性成分燃焼発熱



(k) 実験 2：熱分解ガス燃焼発熱



(l) 実験 2：不揮発性成分燃焼発熱

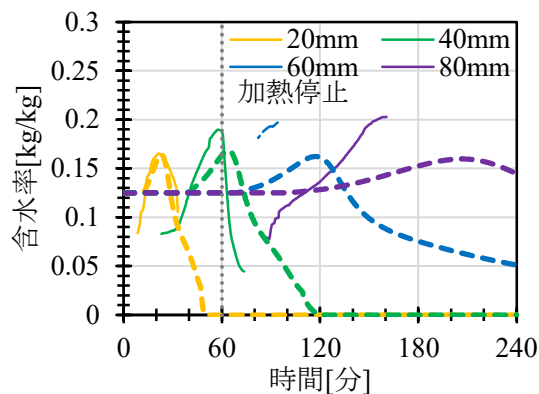
図 7-15 格子内燃焼による発熱速度解析値(破線)

(3) 含水率

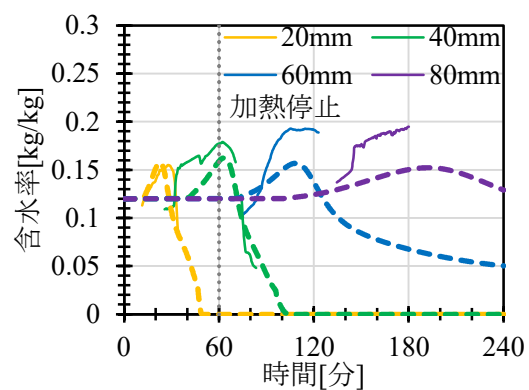
図 7-16 に含水率分布の実験値と解析値を示す。実線は電気抵抗法から測定した実験値、破線は計算で得られた解析値である。各位置の含水率はまず水蒸気の吸着により上昇し、その後に液水の脱着により下降する。加熱期間中の含水率変化はほとんど同様である。20mm 位置の含水率は約 20 分時に最大値に到達し、40mm 位置の含水率は約 65 分時に最大値に到達した。冷却段階では、60mm 位置の含水率も概ね各実験で同様な時間(110~120分)でピークに到達した。80mm 位置は実験 1 と実験 5 で含水率ピークが観測されたが、他の実験では 80mm 位置のピークが明確ではなかった。

20mm 位置では、実験値が解析値と同様な時刻でピーク値に到達した。40mm 位置は実験値が解析値よりやや早めにピークに到達した。60mm と 80mm 位置の含水率実測値は不完全であるため、含水率ピークの実験値は不明であるが、変化傾向は概ね同様である。

内部温度の解析結果と対応して、各位置の含水率がピークになる時刻が対応する温度を計算した結果は表 7-12 に示す。加熱停止前で含水率がピークに到達する時が対応する温度は約 130°C、加熱停止後で含水率がピークに到達する時が対応する温度は約 100°C である。加熱停止後の含水率がピークに到達する方の対応温度のバラツキが大きい。各位置の対応温度の全体の平均は $121.6 \pm 13.5^\circ\text{C}$ である。±記号以降の数値は、標準偏差である。



(a) 実験 1



(b) 実験 5

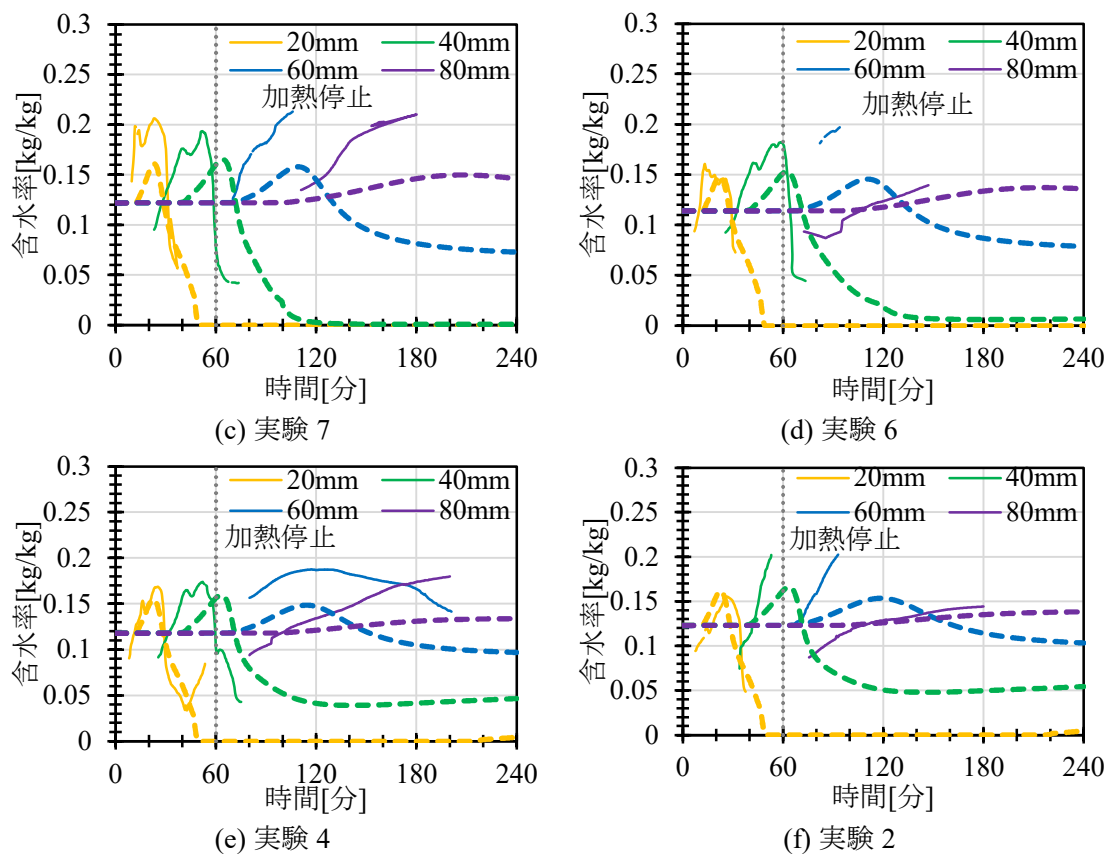


図 7-16 含水率分布の実験値(実線)と解析値(破線)

表 7-12 各位置の含水率解析値が最大になる時の温度

項目	20mm	40mm	60mm	80mm	平均
実験 1	129.4	132.8	126.9	107.4	124.1±9.9
実験 5	127.9	131.7	125.9	104.9	122.6±10.4
実験 7	128.7	132.5	123.7	91.4	119.1±16.3
実験 6	126.4	130.1	118.8	82.4	114.4±18.9
実験 4	127.5	132.2	115.6	#N/A	125.1±7.0
実験 2	129.1	133.9	115.2	#N/A	126.0±7.9
全体の平均	121.6±13.5				

(4) 残量比

図 7-17 に各解析で得られた残量比の計算結果を示す。0mm と 20mm は加熱停止の時に残量比が 0.25 まで下降した。加熱過程では酸素がないため、不揮発性成分の赤熱が発生せず、残量比の更なる下降が発生しなかった。冷却に入った後に酸素濃度の回復により赤熱が開始し、0mm と 20mm の残量比減少が再開した。ただし、給気量が大きい実験 6～実験 2 では炉内温度の下降が速いため燃え尽きる前に温度が下がってしまった。40mm 位置は全ての実験で約 80 分時に残量比が下降し始めた。給気量が少ないほど実験終了時の残量比が小さくなる。60mm～100mm の残量比は加熱終了時まで変化がなかった。

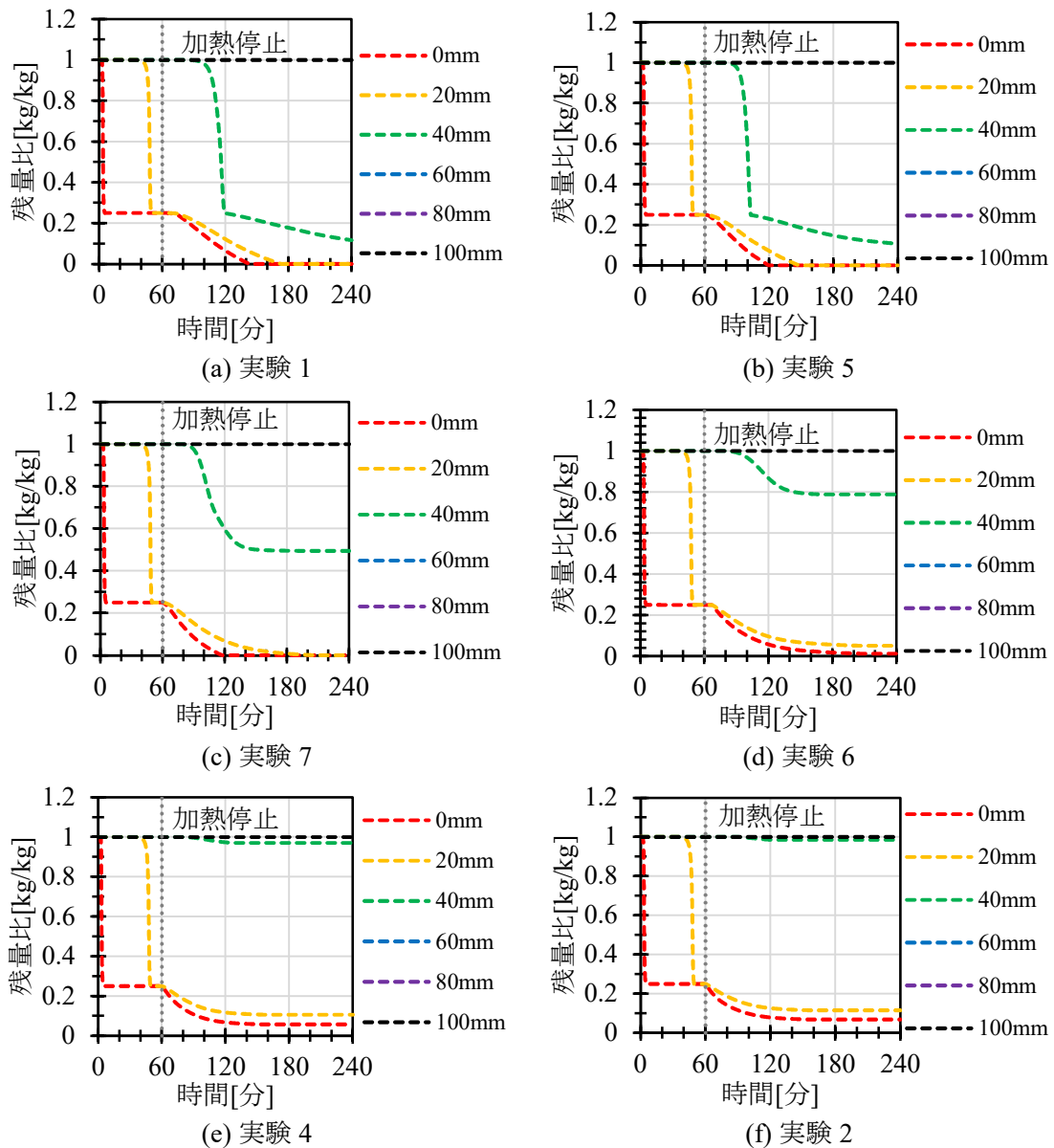
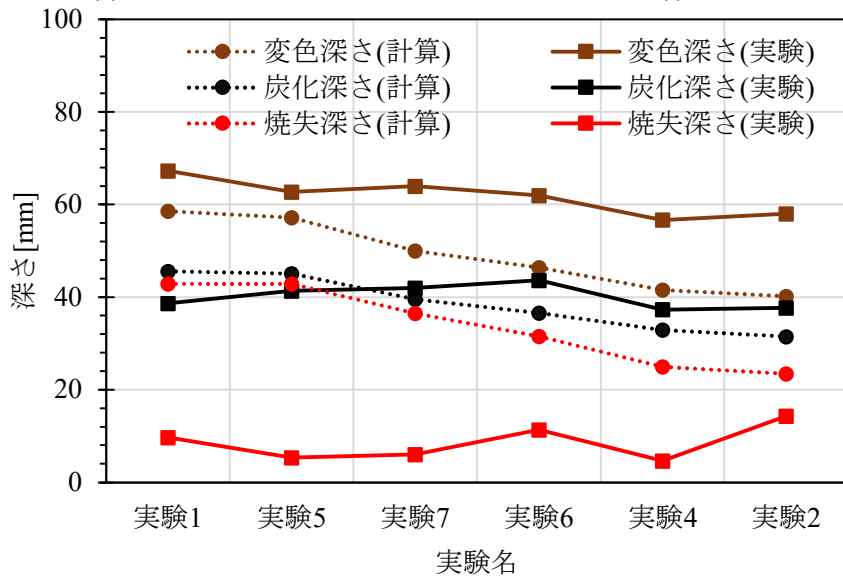
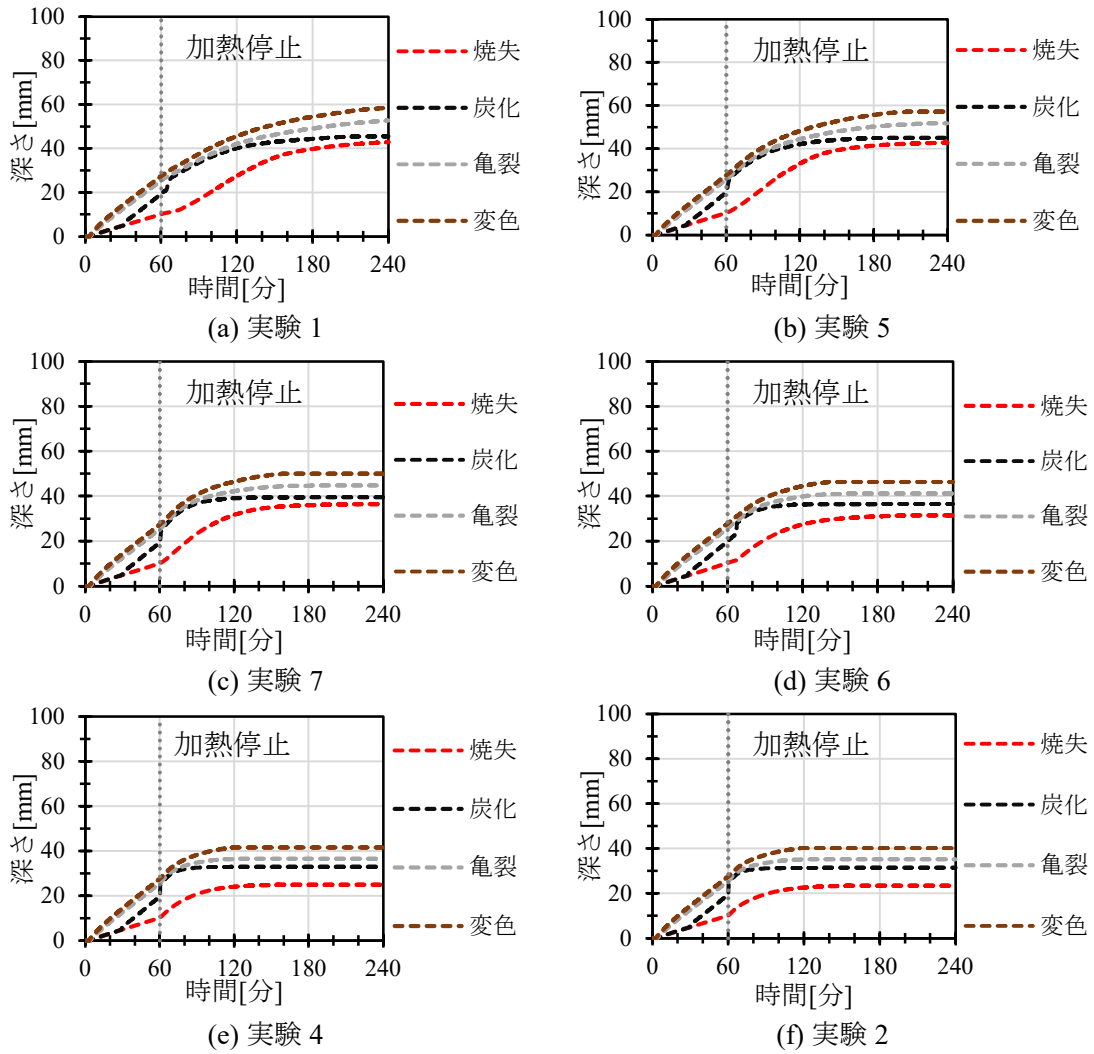


図 7-17 残量比分布の解析値(破線)

(5) 焼失、炭化と変色深さ

図 7-18(a)~(f)に 6 回の解析で算出された焼失、炭化、亀裂と変色深さを示す。ただし、炭化深さは残量比が 0.25、亀裂深さは残量比が 0.882 になる位置として求めた。加熱終了時の各実験の焼失深さは約 10mm、炭化深さは約 20mm、変色と亀裂深さは約 30mm である。加熱が停止した後の冷却段階では焼失、炭化、亀裂と変色深さが進行し、給気量が大きくなるほど冷却開始~実験終了時の区間で 4 種類の深さが進行する量が少なくなる。給気量が大きくなると炉内温度の下降が速くなり、試験体各位置の温度下降も速くなるため、残量比から判断する焼失、炭化、亀裂と変色深さの進行が遅くなる。



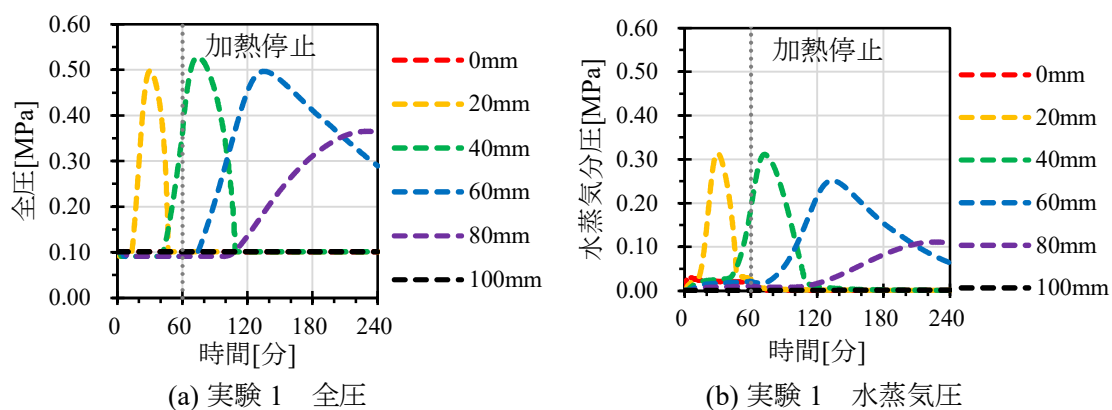
4種類の深さのうち、焼失深さは加熱停止後での進行が最も早いものである。その理由は焼失深さの算出方法による。焼失深さは試験体の初期長さから試験体格子全長を引いて算出したものであり、実質的には熱分解による収縮と赤熱による焼失の両方を含めている。加熱過程では酸素がないため赤熱も発生せず、0～60分間の焼失深さ進行は収縮によると考えられる。60分以降は熱分解収縮による寸法減少が継続する一方、赤熱も開始するため焼失による寸法減少も開始した。炭化、亀裂と変色深さは単に熱分解の進行による残量比減少から進行するため、熱分解と赤熱2種類の反応より進行している焼失深さの進行速度が最も早い。

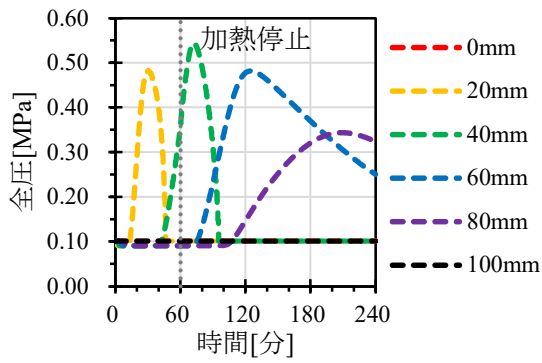
図7-18(g)は焼失、炭化と変色深さの解析値と実験値の関係を示す。実線は第6章の実験での測定値、破線は解析値である。ただし、炭化深さに対応する残量比は0.25であり、それは熱分解が完全に進行した状態での残量比であるため、実験と比較する時の「炭化深さ」は6章の「脆い炭化深さ」を使用する。

計算で算出した三種類の深さのうち、炭化深さの解析値は実験値と概ね一致した。変色深さは給気量が低い実験1と実験5の条件で行った計算で解析値と実験値がよく一致したが、給気量の上昇により実験値と解析値の差が徐々に増大する。焼失深さについては、全ての条件において解析値が大きく推定された。

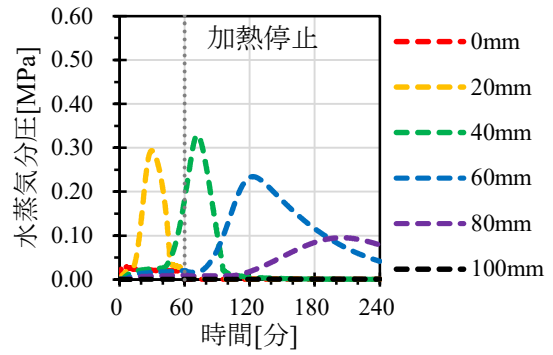
(6) 全圧分布と水蒸気圧

図7-19に計算で算出した試験体内部全圧分布と水蒸気圧分布を示す。各位置の全圧及び水蒸気圧分布は同様のパターンで変化している。20mm位置は約30分、40mm位置は約70分で全圧と水蒸気分圧が最大値に到達した。これらの位置の全圧ピークと水蒸気分圧ピークの数値は給気量の変動してもあまり変化しなかった。また、水蒸気分圧の全圧に対する比も安定するため、20mmと40mm位置の全圧と水蒸気分圧ピークは主に液水の脱着によるものと考えられる。60mm位置の全圧ピークと水蒸気分圧ピーク時刻はほぼ給気量によらず一定であるが、水蒸気分圧のピーク値は給気量の増加により小さくなった。

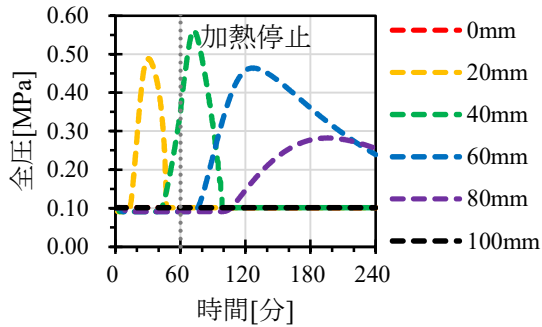




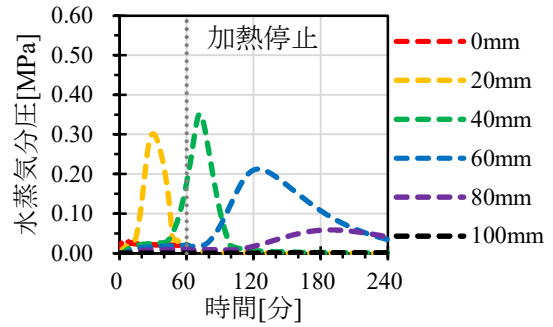
(c) 実験 5 全圧



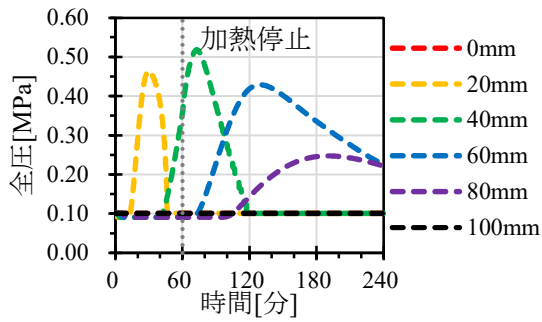
(d) 実験 5 水蒸気圧



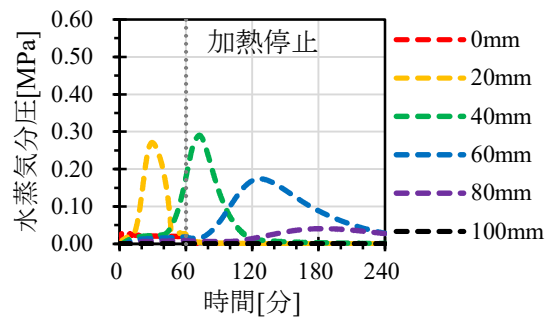
(e) 実験 7 全圧



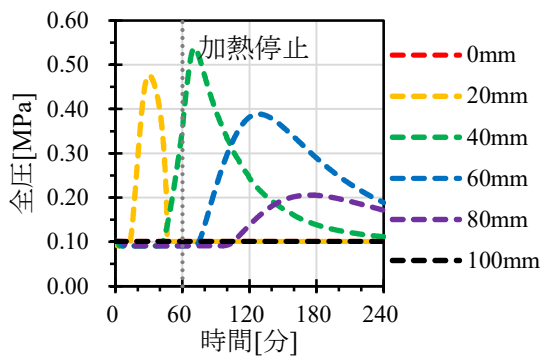
(f) 実験 7 水蒸気圧



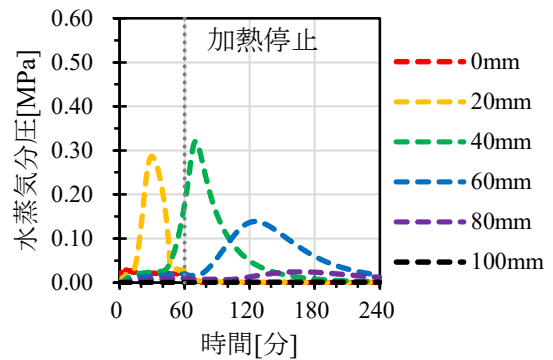
(g) 実験 6 全圧



(h) 実験 6 水蒸気圧



(h) 実験 4 全圧



(i) 実験 4 水蒸気圧

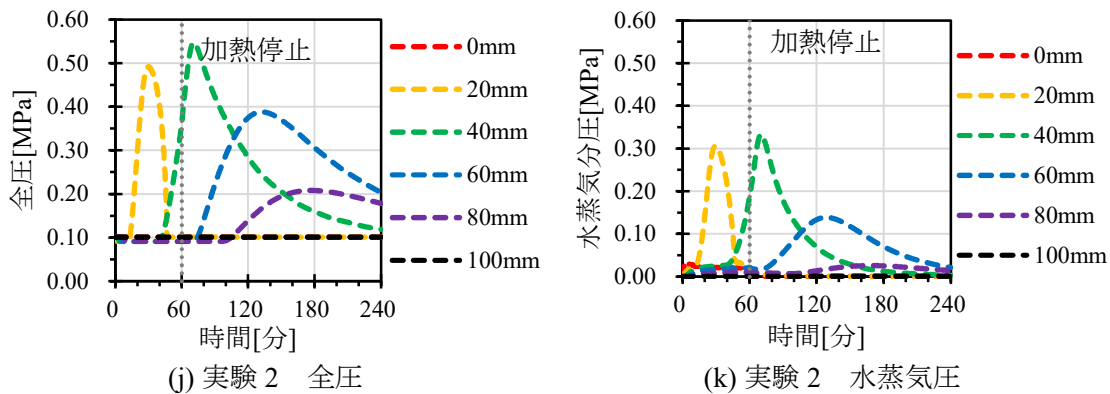


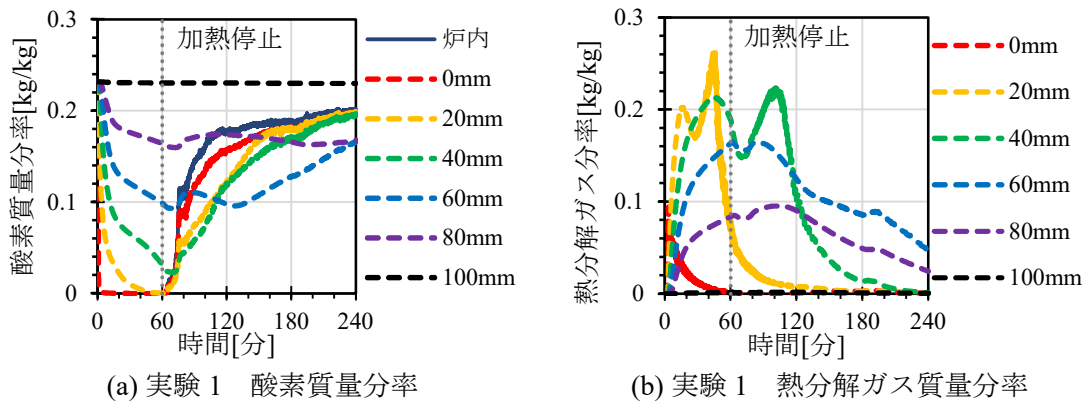
図 7-19 全圧と水蒸気圧の解析値

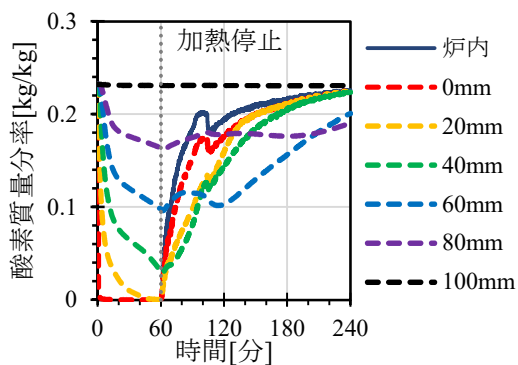
80mm 位置の全圧と水蒸気圧が最大値に到達する時間は給気量により変動する。給気量が少ないほど、80mm 位置の全圧と水蒸気分圧が最大値に到達する時刻が早くなり、ピーク値は小さくなる。例えば実験 1 は約 220 分時に 80mm 位置の圧力が最大値に到達し、全圧の最大値が約 0.35MPa、水蒸気圧の最大値が 0.10MPa であったが、給気量が最も大きい実験 2 では約 170 分時に全圧が最大値に到達し、全圧の最大値が約 0.20MPa、水蒸気圧の最大値が約 0.03MPa に留まった。ピーク時の水蒸気圧の全圧に対する比は給気量の上昇により下降するため、給気量が小さい時の全圧ピークは主に液水の脱着により発生したものであり、給気量が多い時の全圧ピークは主に加熱面に近い位置での圧力の拡散によると考えられる。

(7) 酸素質量分率と熱分解ガス質量分率

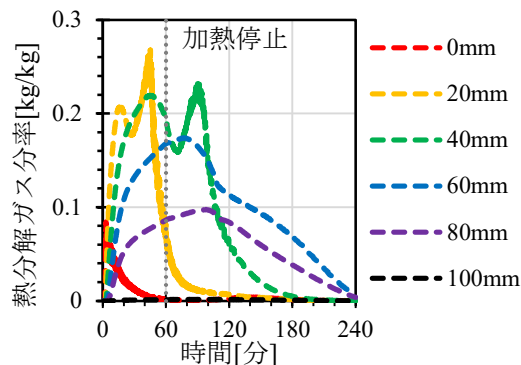
図 7-20 に計算で得られた酸素質量分率と熱分解ガス質量分率の結果を示す。酸素質量分率のグラフでは、測定で得られた炉内の酸素の質量分率も実線で併せて示す。ただし、測定した酸素質量分率は体積分率であるため、質量分率に換算した。

加熱時の酸素質量分率は非加熱側表面(100mm)を除きいずれも急激な下降が観測された。加熱停止時は 0mm と 20mm 位置の酸素質量分率は 0 になり、40mm と 60mm 位置もそれぞれ約 0.04kg/kg と 0.1kg/kg の低水準まで下降した。加熱過程では炉内酸素質量分率が 0 であるため、試験体内部の酸素質量分率下降は主に外部へ流出する酸素質量流によると考えられる。また、液水の脱着と揮発性成分熱分解による他種類ガスの生成も酸素質量分率の下降の原因の一つである。

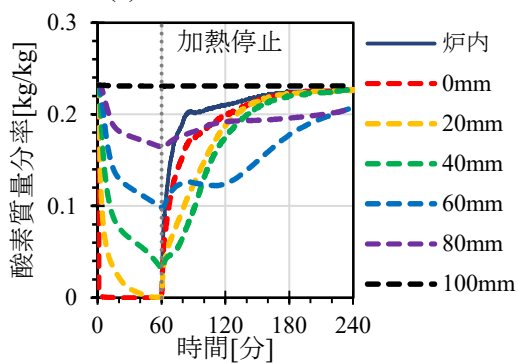




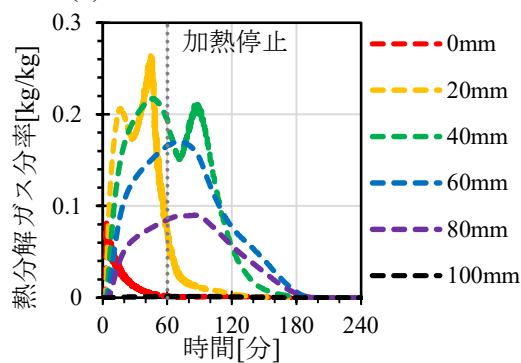
(c) 実験 5 酸素質量分率



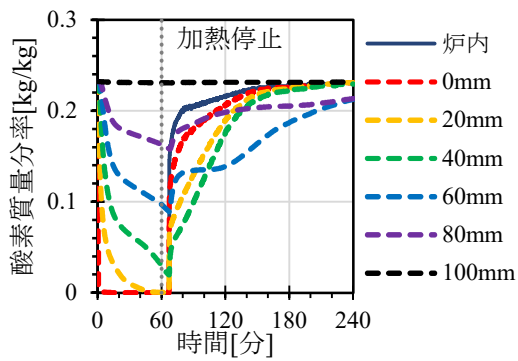
(d) 実験 5 熱分解ガス質量分率



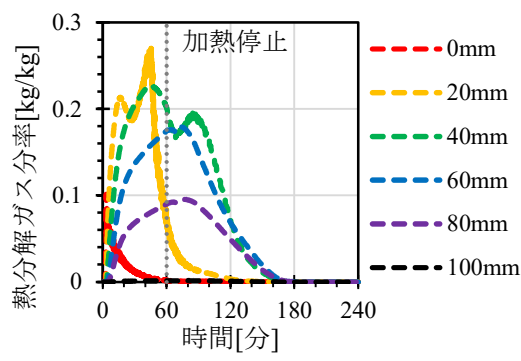
(e) 実験 7 酸素質量分率



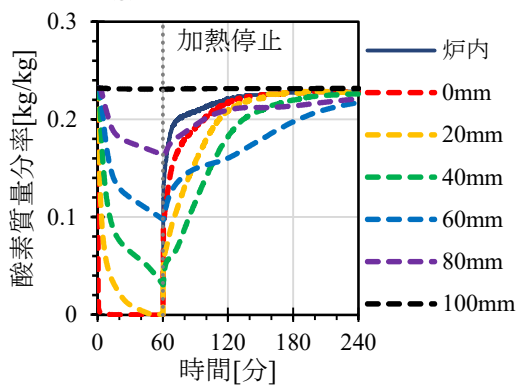
(f) 実験 7 熱分解ガス質量分率



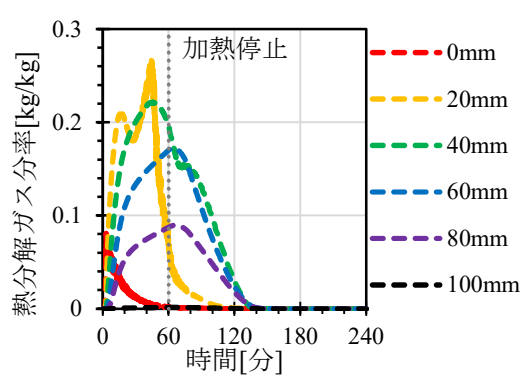
(g) 実験 6 酸素質量分率



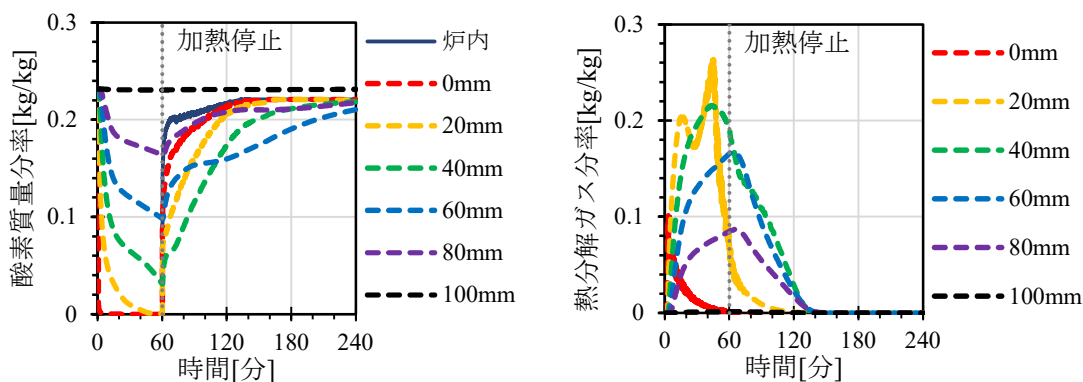
(h) 実験 6 熱分解ガス質量分率



(i) 実験 4 酸素質量分率



(j) 実験 4 熱分解ガス質量分率



(j) 実験 2 酸素質量分率

(k) 実験 2 熱分解ガス質量分率

図 7-20 酸素質量分率と熱分解ガス質量分率

加熱が停止した後に各位置の酸素質量分率は回復し始める。加熱表面と近いほど回復速度が速くなる。また、給気量が多いほど回復が速くなる。例えば、実験 1 の条件で行った解析は約 180 分時に表面(0mm)と 20mm の酸素質量分率が炉内の酸素質量分率まで回復したが、実験 2 の時は約 120 分時に表面と 20mm の質量分率が炉内の分率まで回復した。一部の試験は冷却に入った後に 60mm と 80mm 位置の酸素質量分率が回復する途中で酸素質量分率が改めて下降する減少があった。それは液水の脱着により水蒸気が生成したためと考えられる。

各実験の 0～60 分時の熱分解ガスの質量分率は概ね一致している。20mm 位置の熱分解ガスは 20 分と 40 分の位置でそれぞれ二つの熱分解ガス分率ピークが存在する。1 つ目のピークは隣接格子から運搬された熱分解ガスによるものであり、2 つ目のピークは該当格子の熱分解の開始によると考えられる。実験 1、5、7、6 は 40mm でも類似の現象が観測され、2 つのピークが観測された。40mm 位置の 1 つ目のピークの高さは各実験で概ね一致し、約 0.2kg/kg であるが、2 つ目のピークは給気量が多くなると小さくなった。給気量の上昇により炉内温度の降下が早くなるため、40mm 位置で冷却中の熱分解ガスの発生量が減少したためと考えられる。

7.3 本章のまとめ

本章は 2～4 章で作成した加熱を受ける木質部材の熱・物質移動解析モデルを用いて 5 章と 6 章で示したカラマツ集成材小型試験体のコーンカロリメーター(CCM)加熱実験及びカラマツ集成材壁の小型炉による耐火試験体の条件で解析を行い、解析で得られた温度、含水率、発熱速度と焼失・炭化・変色深さの結果を実験と比較した。また、実測していない試験体内部全圧、水蒸気分圧、酸素質量分率、熱分解ガス質量分率と残量比の計算結果も併せて示した。

コーンカロリメーター実験を条件とした解析は、各実験で測定した着火直後の表面温度変化を再現できた。発熱速度は、着火直後の急激な燃焼が発生する 0～10 分以内の区間で解析値が実験値を正確に再現できたが、安定燃焼が発生する時の発熱速度解析値は実験値より低くなった。温度分布については、加熱時間が短い解析は実験値を概ね再現できた。加熱時間が長い解析は加熱表面から 20mm 位置で温度解析値が実験値より低くなった。焼失・炭化・変色深さも温度分布と同様に、加熱時間が短い実験で実験値を概ね再現できたが、加熱時間が長い実験で算出した炭化・変色深さは解析値と誤差が存在する。

小型炉実験を条件として解析は、各実験で測定した炉内温度・炉内酸素質量分率を入力

条件として計算を行った。試験体内部温度の解析値は温度の実験値を再現できた。加熱期間中の解析値と実験値の一致が良好である。冷却に入った後、給気量が低い実験(実験 1、実験 5)での 20mm 位置の温度と 40mm 位置の温度は実験値より高いが、給気量が多いと解析値と実験値の差が減少し、給気量が 0.0469kg/m²s の実験 6 の時に温度解析値は実験値とほとんど一致した。冷却中の発熱速度は加熱が停止した後に表面発熱がすぐに急激に増加してその後減少する傾向となった。冷却直後の発熱速度ピーク値と上昇速度は給気量が大きくなるほど大きくなり、ピーク後の発熱速度下降速度は給気量が多いほど小さくなった。上記の変化傾向は実験値と概ね同様であった。算出した含水率の変化も電気抵抗法で測定した実験結果の変化を概ね再現できた。解析の初期値は高周波木材水分計で計測した含水率で設定しているため、含水率の解析結果は電気抵抗法で測定した実験値よりもやや高いが、変化の傾向とピークに到達する時間などの結果を概ね再現できた。炭化深さについては、解析は実験で測定した脆い炭化位置を再現できた。しかし、焼失深さについては、解析値の方は実験値より大きかった。

検証結果をまとめると、本研究で提案した火災加熱を受ける木質部材の熱・物質移動解析モデルは小型炉で ISO834 標準火災加熱を受ける木質部材の加熱・冷却過程中の熱・物質移動の傾向及び炭化状況を再現できると考えられる。また、コーンカロリメーター実験の場合は、加熱時間が短かければ試験体の熱・物質移動を再現できる。ただし、長時間の加熱をする場合は再現精度について改善の余地が存在する。

解析値と実験値との一致を更に高めるため、①導管内部での可燃性ガスの燃焼を考慮すること、②長時間の低温加熱が炭化進行へ及ぼす影響の検討及び計算モデルにその点を考慮すること、③揮発性成分の赤熱燃焼が発生する時に、亀裂からの距離に応じて解析格子長さを変化させる方法の再検討、そして④コーンカロリメーター実験の安定燃焼時の加熱側エンタルピー保存式に対する境界条件の設定方法の検討が必要である。

第 7 章 参考文献

- [1] B. Fredlund, “A model for heat and mass transfer in timber structures during fire: a theoretical, numerical and experimental study,” 1988.
- [2] A. Rabbani and S. Jamshidi, “Specific surface and porosity relationship for sandstones for prediction of permeability,” *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, vol. 71, pp. 25–32, 2014, doi: 10.1016/j.ijrmms.2014.06.013.
- [3] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, 山口純一, “各種木材の熱分解速度の測定と反応速度パラメータの推定,” 日本火災学会論文集, vol. 71, no. 2, 2021.
- [4] S. R. Wasan, P. Rauwoens, J. Vierendeels, and B. Merci, “Study of vertical upward flame spread on charring materials—Part II: Numerical simulations,” *Fire Mater.*, vol. 35, pp. 261–273, 2011, doi: 10.1002/fam.1051.
- [5] C. Lautenberger and C. Fernandez-Pello, “Generalized pyrolysis model for combustible solids,” *Fire Saf. J.*, vol. 44, no. 6, pp. 819–839, 2009, doi: 10.1016/j.firesaf.2009.03.011.

第 8 章 各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響の検討

本章では第 7 章までで構築したモデルを用いて、各種条件が加熱・冷却後の温度経過や燃え止まりの発生へ及ぼす影響を検討する。8.1 節では検討内容と方法について説明し、8.2 節では条件ごとの検討結果および考察について記述する。8.3 節で検討結果を考察する。

8.1 検討内容と方法

8.1.1 検討方針

感度解析の手法を用いて、各種条件が温度経過および燃え止まりへ及ぼす影響を検討する。そのため、まずは検討対象とする条件と燃え止まりの判断基準を決定する。その後、対象条件を一定の範囲内で変動して網羅的解析を行い、各種条件が変動した後に燃え止まり性状がどのように変化するかを検討する。

火災加熱を受ける木質部材の燃焼は部材の熱分解より生成した可燃ガスの有炎燃焼と不揮発性成分(炭化層)の赤熱燃焼から成る。燃え止まりが発生するということは、熱分解ガスの燃焼と赤熱燃焼の両者が停止して発熱が 0 になることを意味する。そのため、本章で検討をする際は試験体からの総発熱速度が 0 になった時刻を燃え止まりの発生時刻として定義する。本研究で使用する計算モデルは熱分解が 200°C以上で進行し、不揮発性成分の無炎燃焼が 166°C以上で継続すると設定したため、総発熱速度が 0 になるということは全ての位置での温度が 166°C以下になることに相当する。

8.1.2 検討対象とする解析

各種条件を変化させて多数の解析を行い、解析結果を基に分析を行う際、解析で得られた結果が正しいであることを確保することが非常に重要である。7 章の実験との比較結果により、提案した計算モデルは耐火試験で加熱された木質部材の加熱時および冷却時の温度に関してはその挙動を再現できた。第 7 章で行った解析のうち、耐火試験の実験 6 の条件を基に行った解析は温度分布の実験値を最もよく再現していた。つまり、実験 6 の条件で設定したパラメータが実験値を最も良く表していると考えられる。そのため、本章では実験 6 の条件で行った解析を基準として、実験 6 の条件から各種物性値などの条件を変化させて系統的に解析を行う。

8.1.3 検討対象とする条件

燃え止まりへ影響を及ぼすと考えられる条件は多数存在する。本節では検討対象として選んだ各種条件を列挙し、そして各種条件の選定理由について述べる。

(1) 比透気率

比透気率は液水と気体の物質移動速度に関連し、大きくなるほど物質移動が発生しやすい。不揮発性成分(炭化層)の燃焼には酸素が必要であるため、炭化層への酸素供給速度は重要な影響があると考えられる。また、木質部材の炭化速度は酸素の透気係数と関連することは Hugi ら[1]により報告され、酸素透気係数が大きくなると炭化速度が増加する傾向がある。上記の分析により、比透気率は燃え止まりの発生に影響があると考えられる。

(2) 空隙率

部材の空隙率が大きくなるほど、木質部材単位体積当たりに気体が存在できる体積が多

くなる。同量の気体が蓄積された場合には、空隙率が大きいほど部材の内部圧力上昇が小さく、圧力勾配による物質移動は少なくなると考えられる。一方で、空隙率が大きくなると比透気率と拡散係数が大きくなるので燃焼中の部分に到達できる酸素量は増加する可能性がある。そのため、空隙率には燃え止まりに影響があると考えられる。

(3) 初期含水率

液水の脱着は吸熱の過程であるため、脱着時の吸熱により木質部材の温度上昇を遅延する作用があると考えられる。そのため、初期含水率が高い部材は昇温速度が遅く、燃焼の進行も比較的緩やかであるため、燃え止まりが発生しやすいと考えられる。また、含水率が高い部材は脱着により生成した水蒸気量も多く、表面付近の酸素濃度が下降すると予想される。その結果、燃焼が継続し難く、燃え止まりやすいと考えられる。

(4) 密度

流入する正味熱量と熱生成量が同じであれば、密度が高くなるほど温度上昇が小さくなる。そのため、密度が大きなものほど燃焼による昇温が発生し難く、燃え止まりやすくなると考えられる。

(5) 熱伝導率

熱伝導率は樹種により異なる[2]。加熱条件が同一であれば、熱伝導率が大きいものほど部材内部への熱浸透が速くなる。そのため、熱伝導率は燃え止まりに影響があると考えられる。

(6) 熱分解速度パラメータ・不揮発性成分比率

各種木質部材は同様の挙動で熱分解が進行しているわけではない。堅木類は軟木類より熱分解が進行しにくく、急激な熱分解は比較的大きな残量比で終了することが観測される[3]。また、最大の熱分解速度も、堅木類は軟木類より低い傾向があった。

急激な熱分解が終了した以降、不揮発性成分(炭化層)の赤熱燃焼が発生する。炭化層の比率が高くなると、赤熱反応が進行する時の発熱量が多くなる。冷却時における不揮発性成分の赤熱燃焼による発熱が燃え止まりに重要な影響を及ぼすため、不揮発性成分の質量分率は燃え止まりに影響すると考えられる。

(7) 亀裂間隔

加熱された木質部材の表面亀裂の間隔は材種に依存する。例えば、集成材試験体では加熱されるとラミナ接着位置で大型な亀裂が生成されるため、亀裂状況はラミナ厚さなどの条件と関連すると考えられる。亀裂が多くなると表面から試験体内部に直接侵入できる熱流と物質流が増加する。そのため、亀裂間隔は燃え止まりに影響があると考えられる。

(8) 亀裂深幅比

木質部材試験体の表面亀裂の断面は概ね三角形であり、本モデルで計算をする際も亀裂を三角形として計算している。亀裂の深さが幅に対する比が大きいほど、内部への熱と物質(特に酸素)の侵入が多くなる。熱と物質の流れは温度変化や燃焼状況に対して影響があるため、亀裂の深幅比燃え止まりに影響があると考えられる。

8.1.4 基準条件と感度解析の範囲

本節では、前述のパラメータについて、基準状態とそこから変化させた範囲について述べる。基準条件は7章の小型炉実験との比較をする時の実験6を対象とする解析の時に使用した入力条件である。

表8-1に8.1.3節で述べた8種類の条件で感度解析を行う時に使用する条件の一覧を示す。範囲の数値が小さいから大きい順で、「X基準とする実験6の設定値の倍数」で示す。例えばある条件の変化詳細はX0.6, X0.8, X1.2, X1.4と記述する場合には、この条件に対しては4水準の感度解析を行い、それぞれ該当条件を基準値の0.6倍、0.8倍、1.2倍と1.4倍にしたことを意味する。ただし、熱分解速度パラメータと不揮発性成分比率は樹種より確定するため、表8-1の中には初期値の倍数ではなく、「樹種(不揮発性成分比率)」の形で表す。空隙率は、本研究で使用する計算アルゴリズムにより上限が存在するため範囲に偏りが生じた。

感度解析で検討する時に対象とした各種条件のうち、関連性があるものが存在する。例えば全乾密度が高くなるほど、単位体積の固体成分の質量が高くなるため空隙率が下がる。ただし、今回の分析では各種条件が燃え止まりに対する影響を個別に分析したいため、感度解析の際は上記の関連性を考慮せず、単一の条件のみに対して変化する。

表 8-1 各種条件の変化詳細

条件名	基準値	変化詳細
気体比透気率	1.2×10^{-16}	X0.05, X0.1, X10, X20
空隙率	0.647	X0.4, X0.6, X0.8, X1.2
初期含水率	0.114	X0.5, X0.75, X1.5, X2.0
全乾密度	463	X0.5, X0.75, X1.5, X2.0
熱伝導率	3章の計算式に準ずる	X0.5, X0.75, X1.5, X2.0
熱分解速度パラメータ・ 不揮発性成分比率	カラマツ(0.25)	ジャラ(0.38)、ベイマツ(0.25)、ヒノキ(0.32)、セランガンバツ(0.34)
亀裂寸法(亀裂深さ-幅比)	3.957	X0.5, X0.75, X1.5, X2.0
亀裂寸法(亀裂間隔)	21.142mm	X0.5, X0.75, X1.5, X2.0

8.2 感度解析結果

本節では、前節の各種条件で行った解析から得られた結果を示す。解析結果では各解析の発熱速度、解析全過程での温度及び含水率の変化と解析終了時の炭化深さを示す。発熱速度については、加熱中と冷却中の相対的变化で表した方は考察が容易なので、各時刻の発熱速度が55～60分の安定燃焼時の平均発熱速度に対する比率も結果として併せて示す。以下では、この比率を標準化発熱速度と命名する。

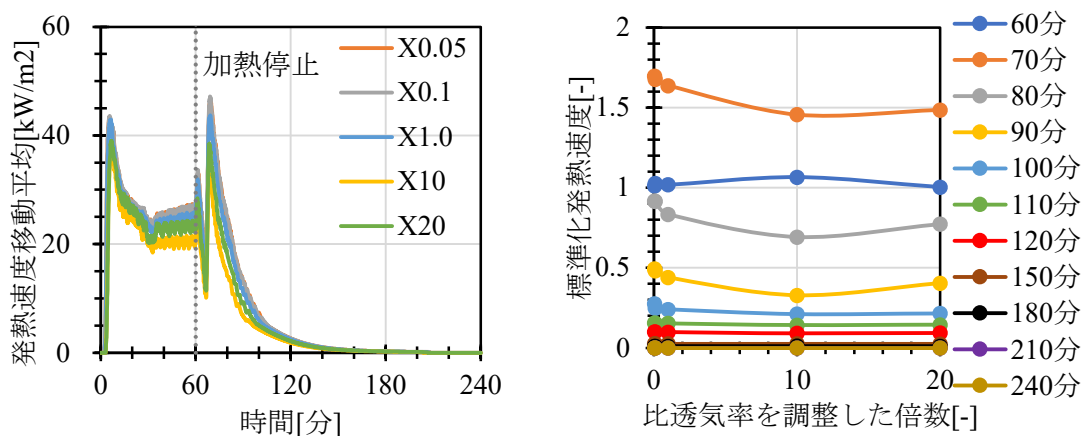
熱分解ガスの燃焼発熱は非常に急激であり、熱分解ガスの燃焼開始と燃え尽きによる燃焼停止は各格子の内部で交互に発生しているため、発熱速度の振動が非常に激しい。そのため、発熱速度と標準化発熱速度のグラフを作成する際は、前後0.5分範囲の移動平均を用いてプロットした。

8.2.1 比透気率

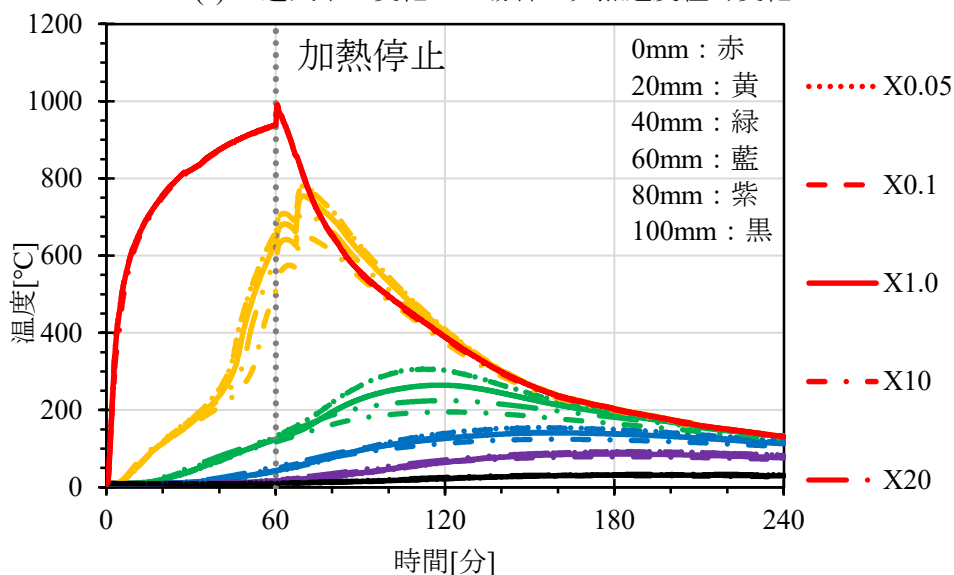
図8-1に比透気率を基準値の0.05倍～20倍に変えて解析した発熱速度、内部温度と含水率を示す。本節では、比透気率を基準値のa倍にした解析を「Xaの解析」と命名する。例

例えば、比透気率を基準値の 0.05 倍の解析は X0.05 の解析である。内部温度と含水率を表示する際は X0.05 の解析結果を点線、X0.1 の解析結果を破線、基準値の結果を実線、X10 の解析結果を一点鎖線、X20 の解析結果を二点鎖線で表す。

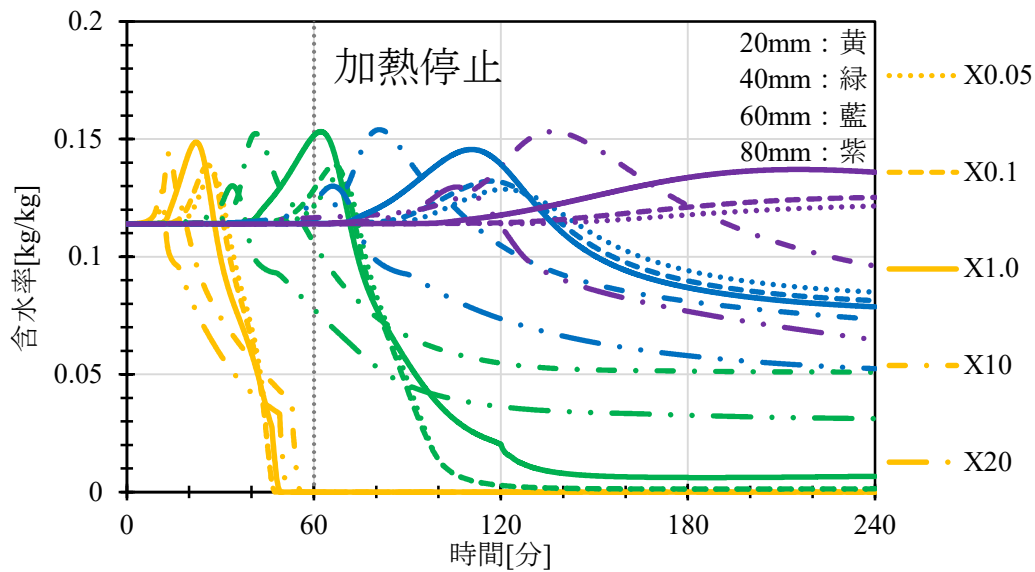
図 8-1(a)左側のグラフによると、X0.05 と X0.1 の解析の発熱速度が高く、X10 の解析の発熱速度が最も低かった。安定燃焼時では約 5kW/m^2 の差がある。熱分解ガスの燃焼による発熱は熱分解の開始(分解が不完全の格子温度が 350°C になる)と終了(揮発性成分がなくなる)が交代に発生しているため、発熱速度の振動が激しい。冷却が開始した後に不揮発性成分の赤熱による燃焼が開始し、発熱速度が再び上昇した。冷却時の加熱側酸素濃度履歴として使用した実験 6 の炉内酸素濃度は 67 分で初めて酸素濃度の上昇が生じたため、計算上で 60~67 分間の酸素濃度は 0 として設定し、発熱速度もその区間での温度低下により一時的に減少した。



(a) 比透気率が変化した場合の発熱速度経時変化



(b) 比透気率が変化した場合の試験体温度経時変化



(c) 比透気率が変化した場合の含水率経時変化

図 8-1 比透気率が変化した時の解析結果

図 8-1(a)右側に示すように、冷却開始後に、標準化発熱速度全体の上昇傾向が観測された。70 分時に比透気率を各種倍数に調整した後の標準化発熱速度はいずれも 1.5 を超えた。そのうち、上昇幅が最も少ないのは X10 の解析($\kappa = 1.2 \times 10^{-15} \text{m}^2$)である。比透気率が $1.2 \times 10^{-15} \text{m}^2$ との差が大きくなるほど、70 分時点の標準化発熱速度が大きくなる。標準化発熱速度が最も大きい解析は X0.05 ($\kappa = 6.0 \times 10^{-18} \text{m}^2$)であり、70 分時刻の標準化発熱速度は約 1.73 である。70 分以降では時間の経過とともに標準化発熱速度が徐々に下降するが、比透気率と標準化発熱速度の傾向は約 100~120 分まで同様であった。120 分以降で各位置の標準化発熱速度がほとんど一致となり、210 分時に各位置の標準化発熱速度は 0 になった。燃焼が停止する時刻は X0.05 の解析で 208 分、X0.1 の解析で 208 分、基準値の解析で 207 分、X10 の解析で 204.3 分、X20 の解析で 206.7 分である。燃焼停止時刻には大きな差はないが、比透気率が $1.2 \times 10^{-15} \text{m}^2$ の時に燃焼停止が最も早くなることが分かった。

図 8-1(b)により、温度の計算結果は 40 分以前でほとんど違いが観測されなかった。40 分以降では 20mm 位置での差が大きくなり、60 分時(加熱停止直前)の温度は最大で 200°C の差が生じた。X0.05 の解析と X0.1 の解析の温度はほとんど違いが観測されず、5 回の解析で温度が最も高かった。他の解析は温度が高い順に X1.0、X20、X10 の順番であった。20mm 位置の温度は約 70~80 分で表面温度より高くなり、約 120 分時に表面温度とほぼ同じになった。40mm~100mm 位置の温度も 20mm 位置の温度と類似の傾向があり、X0.05 と X0.1 の解析の温度が最も高く、X10 の解析の温度は最も低かった。ただし、60mm~100mm 位置の温度最大値と温度最小値の差が他の位置と比べると比較的小さいので、比透気率の変化は主に 0~40mm 位置の温度に影響すると考えられる。

図 8-1(c)に示すように、比透気率が変化すると、含水率ピークに到達する時間と含水率最大値が変化する。X0.05 と X0.1 の解析は比透気率が微小であるため、水蒸気の移動量が少ない。そのため、吸着による含水率上昇量は X1 の解析と比べると少ない。その結果、同様な加熱を受けているとしても、X0.05 と X0.1 の解析は脱着が必要な水蒸気量が少なく、温度上昇は X1 の解析より多い結果となった。

X10 の解析は、X1 の解析より比透気率が上昇したため水蒸気の移動が発生しやすくなる

が、液水の移動も発生しやすくなる。そのため、X10 の解析で各位置(例えば、40mm)に運搬された水蒸気と液水の量はX1の解析より多くなり、液水の総量も多くなった。脱着は吸熱の過程であるため、各位置の液水総量が上昇すると、温度の上昇が発生しにくくなる。その結果、X10の解析はX1の解析より温度が低くなった。

X20 の解析は X10 解析より比透気率が更に大きくなったため、各種ガスの移動は更に発生しやすくなった。しかし、比透気率が非常に大きい場合は気体の吸着が十分に発生する前に水蒸気が他の位置まで移動する可能性があるため、図 8-1(c)によると X20 の解析の吸着による含水率上昇は X10 より小さかった。また、比透気率の上昇は酸素の回復と関連し、酸素濃度は赤熱燃焼速度と関連するため、比透気率が大きい X20 の酸素回復が X10 より早く、温度も高いと考えられる。その結果、X20 の温度は X10 より高かった。

上記の分析により、今回の解析で検討した範囲で温度が最も低く、燃え止まりが発生しやすいケースは、気体比透気率 κ が $1.2 \times 10^{-15} \text{m}^2$ の場合であった。

炭化深さの結果は表 8-2 に示す。X0.05 と X1.0 の解析の炭化深さが最も深く、X10 の解析が最も浅いである。炭化深さの変化傾向は温度分布と概ね一致である。

表 8-2 比透気率が変化した場合の各解析での炭化深さ

解析名	X0.05	X0.1	X1	X10	X20
初期比透気率 $[\text{m}^2]$	6×10^{-18}	1.2×10^{-17}	1.2×10^{-16}	1.2×10^{-15}	2.4×10^{-15}
炭化深さ($r=0.25$) [mm]	38.9	38.9	36.6	29.7	33.2

8.2.2 空隙率

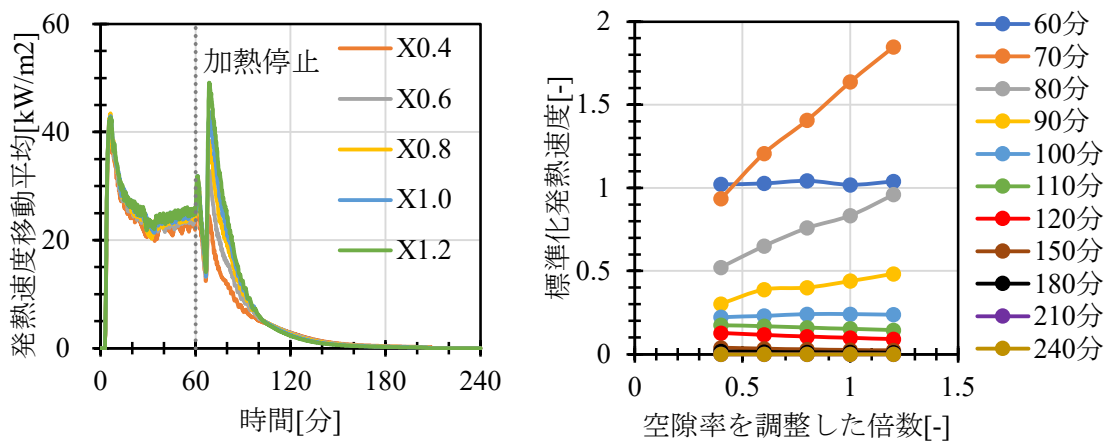
図 8-2 に空隙率を変えた解析での発熱速度、内部温度と含水率を示す。本節では、空隙率を基準値の a 倍にした解析を「Xa の解析」として命名する。試験体内部温度と含水率を表示する際は X0.4 の解析結果を点線、X0.6 の解析結果を破線、X0.8 の解析結果を一点鎖線、基準値の結果を実線、X1.2 の解析結果を二点鎖線で表す。

図 8-2(a)左側のグラフにより、各解析での 0~10 分の発熱速度は概ね一致であり、その後は空隙率が大きくなるほど発熱速度が大きくなった。25 分時に安定燃焼に入り、20~25kW/m² の強度で 60 分時まで安定燃焼が継続した。冷却開始後に酸素供給により発熱速度が上昇した。上昇幅は空隙率が大きいほど大きかった。

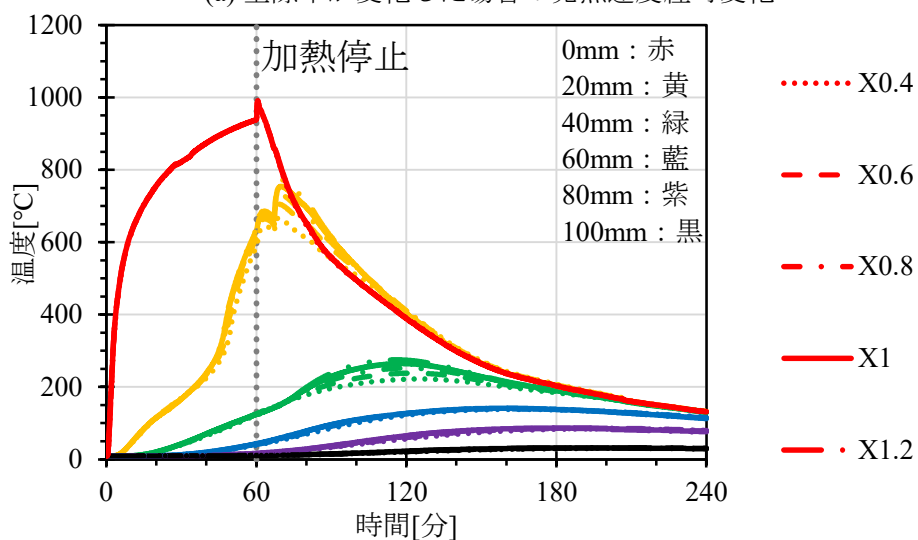
図 8-2(a)右側のグラフにより、冷却を開始した後の標準化発熱速度は上昇する傾向が観測された。空隙率が大きくなるほど標準化発熱速度の上昇幅が大きくなる。標準化発熱速度が最大の X1.2 の解析では 70 分時の標準化発熱速度が 1.85 であった。100 分以降では各位置の標準化発熱速度が概ね一致した。各解析の発熱速度が 0 まで下降する時間では X0.4 の解析で 209.3 分、X0.6 の解析で 208.5 分、X0.8 の解析で 207.7 分、基準値で 207 分、X1.2 の解析で 206.2 分であった。

図 8-2(b)により、各解析の温度は加熱期間中でほとんど一致した。冷却開始後に若干の違いが発生し、空隙率が小さくなるほど温度が低くなった。全体的には空隙率が大きくなるほど温度が高くなる傾向が存在するが、空隙率が温度へ及ぼす影響はそれほど大きくはなかった。例えば、X0.4 と X1.2 では、20mm 位置の最大温度値の差が約 70°C、40mm 位置の最大温度値の差が約 50°C、60mm~100mm は殆ど差が無かった。

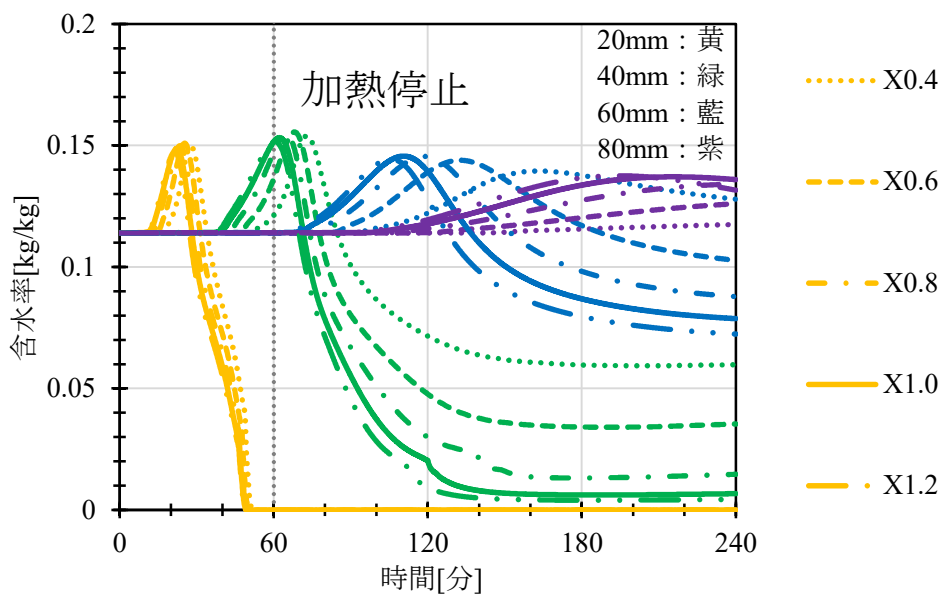
図 8-2(c)により、空隙率が含水率分布へ及ぼす影響はあり、空隙率が大きくなるほど含水率がピークになる時刻が遅くなった。その影響は、加熱面から遠くなるほど影響が大きくなった。各解析の含水率ピーク値は概ね一致した。



(a) 空隙率が変化した場合の発熱速度経時変化



(b) 空隙率が変化した場合の試験体温度経時変化



(c) 空隙率が変化した場合の含水率経時変化

図 8-2 空隙率が変化した場合の解析結果

5 回の解析の炭化深さを表 8-3 に示す。全体的には、空隙率が大きくなるほど炭化深さが増加する傾向となった。

表 8-3 空隙率が変化した場合の各解析での炭化深さ

解析名	X0.4	X0.6	X0.8	X1	X1.2
初期空隙率[-]	0.2588	0.3882	0.5176	0.647	0.7764
炭化深さ($r=0.25$) [mm]	32.3	34.3	35.6	36.6	37.3

8.2.3 初期含水率

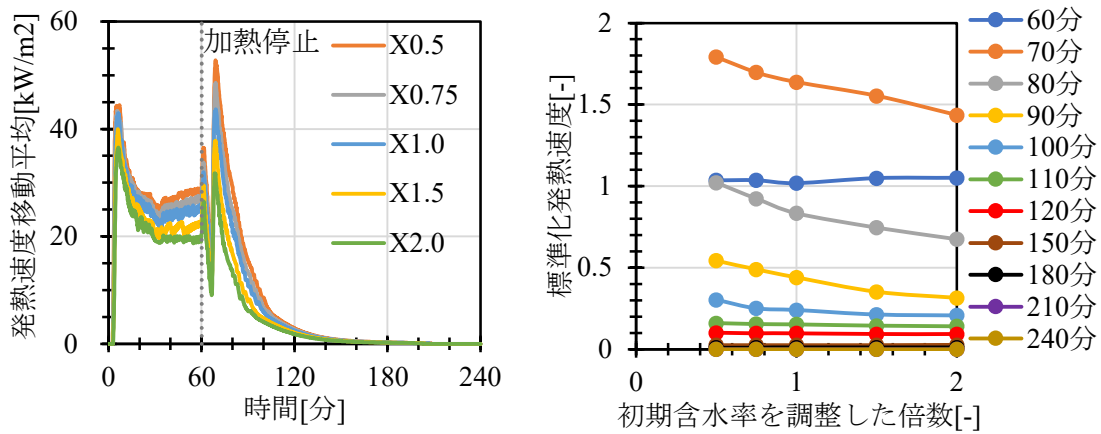
図 8-3 に初期含水率を変えた解析での発熱速度、内部温度と含水率を示す。本節では、初期含水率を基準値の a 倍にした解析を「Xa の解析」として命名する。試験体内部温度と含水率を表示する際は X0.5 の解析結果を点線、X0.75 の解析結果を破線、基準値の結果を実線、X1.5 の解析結果を一点鎖線、X2.0 の解析結果を二点鎖線で表す。

図 8-3(a)左側のグラフによると、発熱速度の移動平均値は酸素供給を開始した後に急激に上昇し、約 70 分時に最大となった。初期含水率が大きいほど上昇幅が小さくなった。X0.5 の解析と X2.0 の解析の発熱速度移動平均の最大値は約 20kW/m^2 の差がある。また、初期含水率が大きいほど発熱速度の減少が速くなる。140 分以降の発熱速度は各解析でほぼ同じであった。

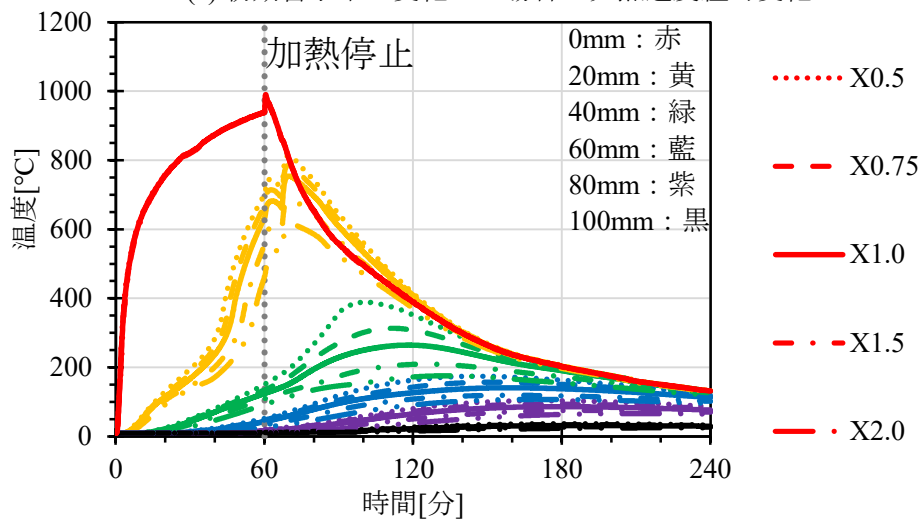
図 8-3(a)右側のグラフによると、標準化発熱速度は 70 分時に最大となり、約 1.5~1.8 であった。初期含水率が低くなるほど標準化発熱速度が高くなった。時間の経過とともに各解析の標準化発熱速度が下降し、120 分時に標準化発熱速度が概ね一致となった。各解析の発熱速度が 0 まで下降した時刻では X0.5 の解析で 208.3 分、X0.75 の解析で 207.8 分、基準値(X1.0)の解析で 207 分、X1.5 の解析で 204.8 分、X2.0 の解析で 203.7 分であった。

図 8-3(b)により、各解析の温度解析結果では顕著な差が存在した。20mm 位置では、20 分以前の時に各解析の温度結果がほとんど一致した。その後に温度の差が徐々に大きくなった。含水率が多い場合には、100~150°C 付近で温度上昇の折れ曲がり観測され、初期含水率が大きくなるほど折れ曲がりが大きくなった。60 分時に、X0.5 の解析と X2.0 の解析の 20mm 位置温度は約 250°C の差が生じた。冷却を開始した後に酸素供給により赤熱が開始し、各解析の温度が上昇した。20mm 位置の温度は 70~80 分時に最大になり、その後下降し始めた。120 分時に表面温度と概ね同様な温度に収束し、各解析の 20mm 位置の温度が一致した。40mm 位置温度では 20mm 位置の温度と類似の傾向が観測された。20 分時から各解析の温度差が発生しはじめ、その後に温度差が徐々に拡大した。約 100 分時に 40mm 位置の温度が最大になった。その数値は X0.5 の解析で約 400°C、X2.0 の解析で約 170°C であり、最大で約 230°C の温度差が存在した。60mm~100mm も類似の傾向が存在する。ただし、最大温度の温度差は 20mm と 40mm より小さかった。

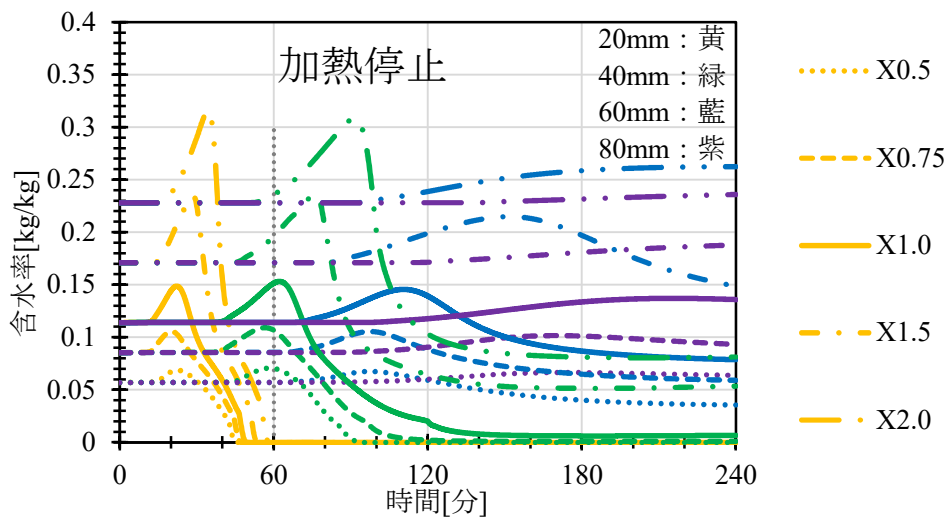
図 8-3(c)により、初期含水率が大きくなるほど、各位置の含水率がピークになる時刻が遅くなった。例えば、X0.5 の解析の 20mm 位置含水率ピーク時刻は約 20 分であったが、X2.0 の解析の 20mm 位置含水率ピーク時刻は約 30 分であり、X0.5 と比べると約 10 分遅くなった。また、初期含水率が大きくなると含水率ピーク時の上昇幅も大きくなった。例えば X0.5 の解析は 20mm 位置の含水率ピーク値が約 0.07kg/kg であり、初期値の 0.057kg/kg より約 20% 上昇した。X2.0 の解析は 20mm 位置の含水率ピーク値は約 0.31kg/kg 、初期値の 0.0228kg/kg より約 36% 上昇した。



(a) 初期含水率が変化した場合の発熱速度経時変化



(b) 初期含水率が変化した場合の試験体温度経時変化



(c) 初期含水率が変化した場合の含水率経時変化

図 8-3 初期含水率が変化した場合の解析結果

図 8-3 の結果全体により、初期含水率が高くなるほど内部温度が低くなり、燃焼が発生しにくく、燃え止まりやすいことが分かった。例えば X0.5 の解析の 40mm 位置での最高温

度は約 400°Cであり、不揮発性成分の赤熱燃焼の開始温度(366°C[4])になったため赤熱が 40mm より深い位置まで進行したと考えられるが、X2.0 の解析の 40mm 位置温度は 200°C以下である。上記の原因により、密度や比透気率など多種類の物性値が一定の場合、初期含水率が高い樹種では燃え止まりが起りやすいと考えられる。

5 回の解析の炭化深さの結果を表 8-3 に示す。初期含水率が大きくなるほど炭化深さが小さくなる。また、含水率が増加するほど、含水率の増加による炭化深さ減少率は低減される。例えば X0.5、X1、X1.5、X2.0 の解析のいずれも初期含水率が 5.7%上昇するが、二つの解析の間の炭化深さの減少量は徐々に減少している。

表 8-3 初期含水率が変化した場合の各解析での炭化深さ

解析名	X0.5	X0.75	X1	X1.5	X2
初期含水率[wt.%]	5.7	8.55	11.4	17.1	22.8
初期含水量[kg/m ³]	26.391	39.5865	52.782	79.173	105.564
炭化深さ(r=0.25) [mm]	42.3	39.3	36.6	32.0	28.3

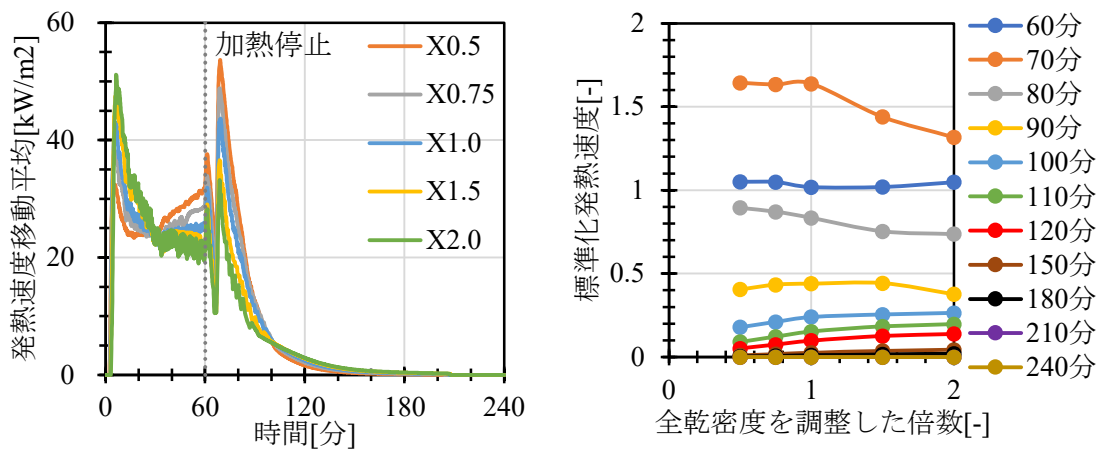
8.2.4 初期全乾密度

図 8-4(a)~(c)に初期全乾密度を変えた解析での発熱速度、内部温度と含水率を示す。全乾密度を基準値の a 倍にした解析を「Xa の解析」として命名する。試験体内部温度と含水率を表示する際は X0.5 の解析結果を点線、X0.75 の解析結果を破線、基準値の解析結果を実線、X1.5 の解析結果を一点鎖線、X2.0 の解析結果を二点鎖線で表す。

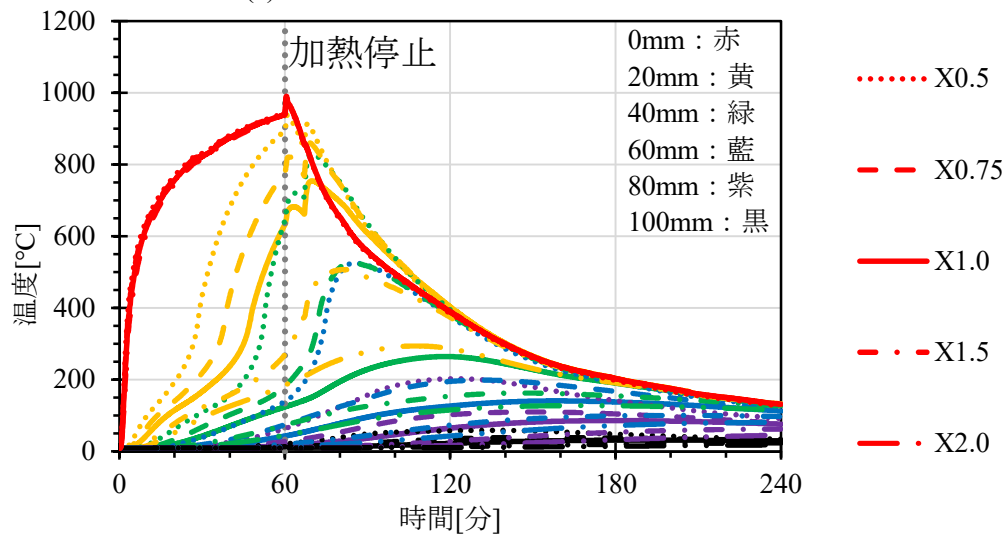
図 8-4(a)により、70 分時の標準化発熱速度は X0.5 の解析で最も高く、約 1.7 であった。標準化発熱速度は全乾密度の上昇より下降し、X2.0 の解析で最も低く、約 1.3 であった。その後各解析の標準化発熱速度は時間の経過とともに減少した。標準化発熱速度の減少速度は全乾密度が低い解析の方が速い。全体の傾向は 100 分時に逆転し、100 分以降は全乾密度が高い方は標準化発熱速度が高くなる傾向が得られた。210 分時に、全ての解析の標準化発熱速度が 0 になった。燃焼が停止する時間については、X0.5 の解析で 201.5 分、X0.75 の解析で 204.5 分、基準値で 207 分、X1.5 の解析で 208 分、X2.0 の解析で 207.5 分であった。

図 8-4(b)により、全乾密度が高くなるほど温度上昇速度が速くなる傾向が得られた。例えば加熱終了時の 60 分時刻では X0.5 解析の 20mm 位置温度は約 900°C、40mm 位置温度は約 640°Cになったが、X2.0 解析の 20mm 位置温度は約 185°C、40mm 位置温度は約 46°Cであった。全乾密度の変化による温度の変化は非常に大きかった。

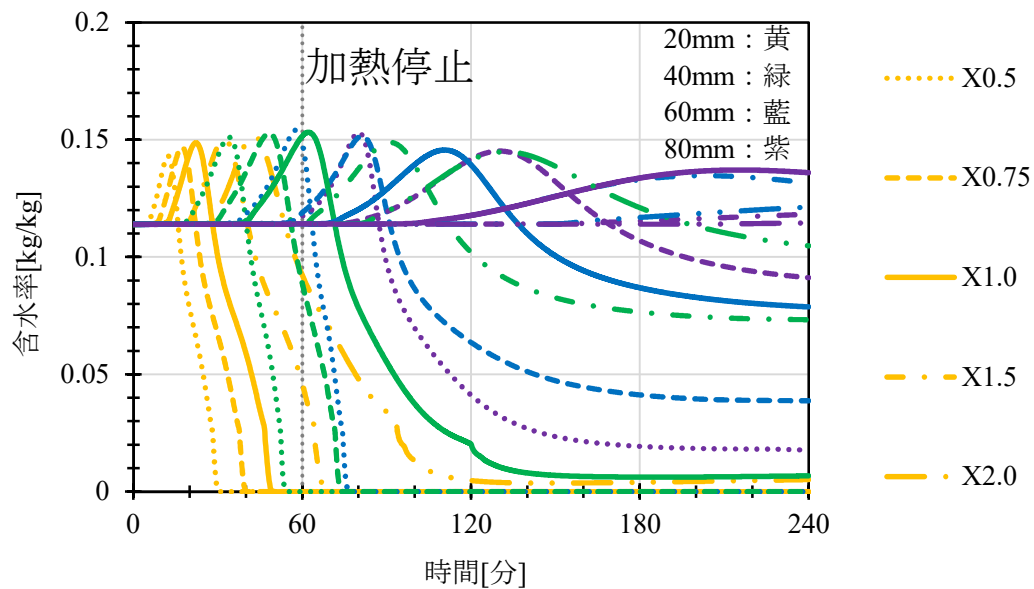
図 8-4(c)により、全乾密度の変化が加熱全過程の含水率変化へ及ぼす影響では、全乾密度が高くなるほど含水率ピーク時間が遅くなることである。例えば、20mm 位置の含水率ピークは X0.5 の解析の時に約 15 分で到達したが、X2.0 の解析の場合は約 42 分で到達した。ただし、X0.5 の時と X2.0 解析の時の温度分布は非常に顕著な違いがあるため、各解析の含水率ピークの違いはほとんど温度によると考えられる。



(a) 全乾密度が変化した場合の発熱速度経時変化



(b) 全乾密度が変化した場合の試験体温度経時変化



(c) 全乾密度が変化した場合の含水率経時変化

図 8-4 全乾密度が変化した場合の解析結果

全乾密度を変化させた場合の各解析で得られた炭化深さを表 8-4 に示す。炭化深さの最小値と最大値は約 50mm の違いが存在し、全乾密度の違いが炭化深さに非常に顕著な影響があることを示している。また、X0.5 の解析は炭化深さが非常に深いため、燃え止まりではなく燃え尽きによるものと考えられる。

表 8-4 初期全乾密度を調整する場合の各解析での炭化深さ

解析名	X0.5	X0.75	X1	X1.5	X2
初期全乾密度[kg/m ³]	231.5	347.25	463	694.5	926
初期含水率[wt.%]	11.4	11.4	11.4	11.4	11.4
初期含水量[kg/m ³]	26.391	39.5865	52.782	79.173	105.564
炭化深さ($r=0.25$) [mm]	69.3	47.9	36.7	24.9	18.9

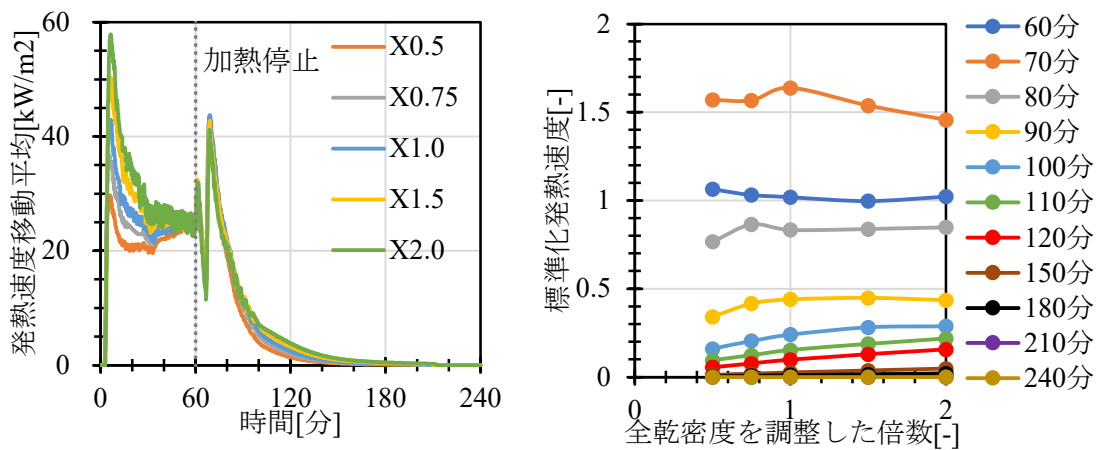
前述の解析を設定する時に、初期含水率を一律に基準値と同様に 0.114kg/kg に設定した。全乾密度も変化したため、各種解析の初期状態の単位体積木材当たりの液水含量が異なる。X2.0 の解析の初期含水量は、X0.5 の解析の初期含水量の 4 倍である。8.2.3 節の検討により、初期含水量は加熱時の試験体内部温度に顕著な影響を及ぼす。そのため、全乾密度の変化が炭化深さと温度に対する影響は初期含水量の違いによる影響も含まれていると考えられる。

全乾密度の影響を検討する時に初期含水量の影響を排除するため、木材単位体積あたりの初期含水量を固定した解析も実行した。この解析は全乾密度を変化させると同時に、単位体積あたりの初期含水量を基準値と同様にするように 52.782kg/m³(基準全乾密度 463kg/m³×基準初期含水率 0.114kg/kg)設定した。計算結果は図 8-5(a)~(c)に示す。

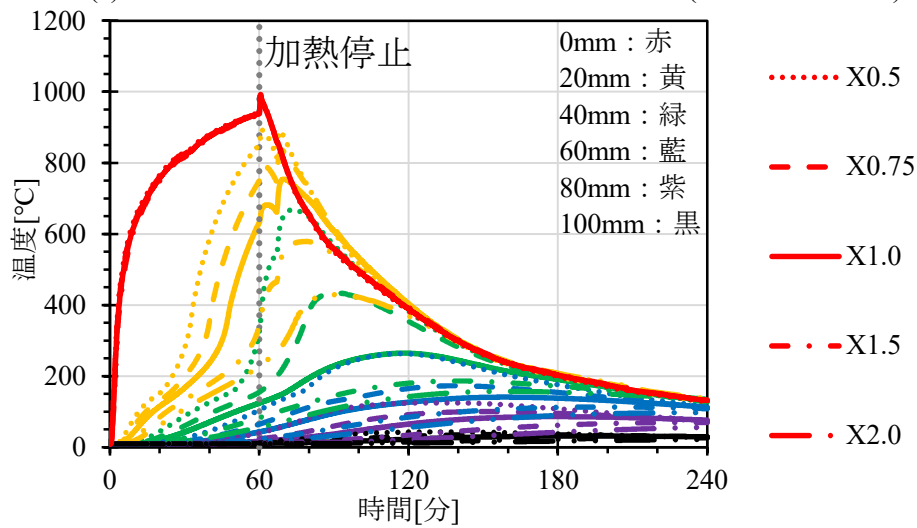
図 8-5(a)によると、初期含水量を固定して全乾密度を調整する場合、発熱速度と標準化発熱速度の変化傾向は初期含水率を固定する場合と概ね一致することが分かった。燃焼が停止する時刻は、X0.5 の解析で 202.7 分、X0.75 の解析で 204.3 分、X1(基準)の解析で 207 分、X1.5 の解析で 210.2 分、X2.0 の解析 212.7 分であった。初期含水率を固定する時と同様に、密度が高くなるほど燃え止まりが発生し難くなるが分かった。密度が高くなると、赤熱に使用できる不揮発性成分(炭化層)の量が多くなり、更に単位体積当たりの熱容量が高くなる。そのため、温度の上昇が発生しにくい、燃焼が一度発生すると停止も難しい。

図 8-5(b)によると、試験体内部温度の変化傾向も初期含水率と固定する時と概ね一致したが、各種解析の各位置最大温度の最大値と最小値の差は初期含水率を固定する場合と比べると小さくなった。例えば図 8-5(b)に示した X0.5 解析の 40mm 位置の最大温度は約 670°C であり、X2.0 解析の 40mm 位置最大温度は約 160°C である。その差は初期含水率を固定する時の約 850°C と約 130°C より大幅に小さくなった。図 8-4(a)~(c)及び図 8-5(a)~(c)の計算結果は、含水量も燃え止まりに重要な影響があるが、全乾密度の変化が試験体内部温度と燃え止まりへ及ぼす影響が大きいことを示している。

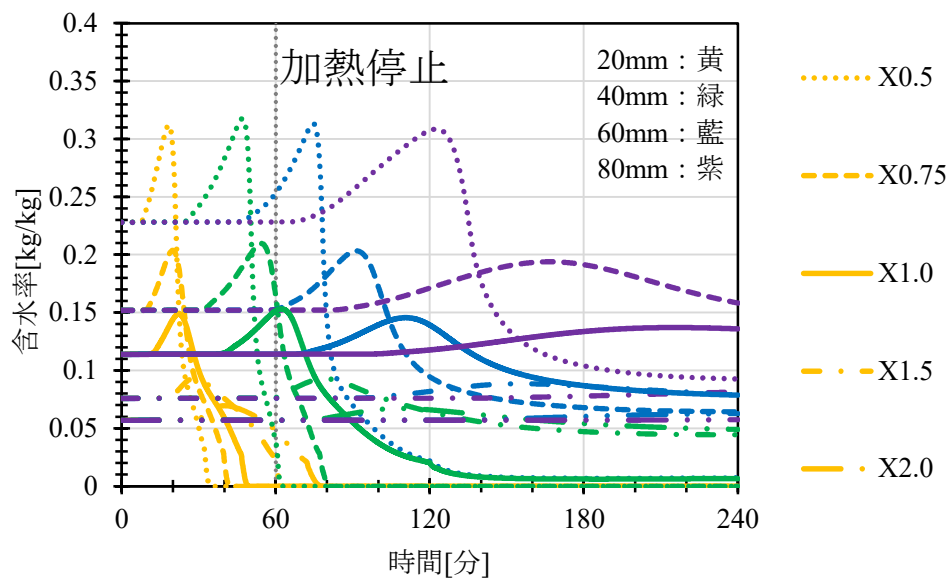
図 8-5(c)によると、含水率のピーク変化傾向は初期含水率と固定する時に同様であり、全乾密度が増大すると含水率ピークの発生が遅くなった。



(a) 全乾密度が変化した場合の発熱速度経時変化(初期含水量固定)



(b) 全乾密度が変化した場合の試験体温度経時変化(初期含水量固定)



(c) 全乾密度が変化した場合の含水率経時変化(初期含水量固定)

図 8-5 全乾密度が変化した場合の解析結果

炭化深さの解析結果は 8-5 に示す。炭化深さの最大値と最小値の違いは 32.9mm であり、また高い水準になっているが、表 8-5 で示した初期含水量を一定にしない解析と比べると大幅に小さくなった。

表 8-5 初期全乾密度を調整する場合(初期含水量固定)の各解析での炭化深さ

解析名	X0.5	X0.75	X1	X1.5	X2
初期全乾密度[kg/m ³]	231.5	347.25	463	694.5	926
初期含水率[wt.%]	5.7	8.55	11.4	17.1	22.8
初期含水量[kg/m ³]	52.782	52.782	52.782	52.782	52.782
炭化深さ($r=0.25$) [mm]	55.7	43.9	36.6	27.8	22.8

8.2.5 熱伝導率

図 8-6 に熱伝導率を変えた解析での発熱速度、内部温度と含水率を示す。本節内では熱伝導率を基準値の a 倍にした解析を「Xa の解析」と命名する。試験体内部温度と含水率を表示する際は X0.5 の解析結果を点線、X0.75 の解析結果を破線、基準値の解析結果を実線、X1.5 の解析結果を一点鎖線、X2.0 の解析結果を二点鎖線で表す。

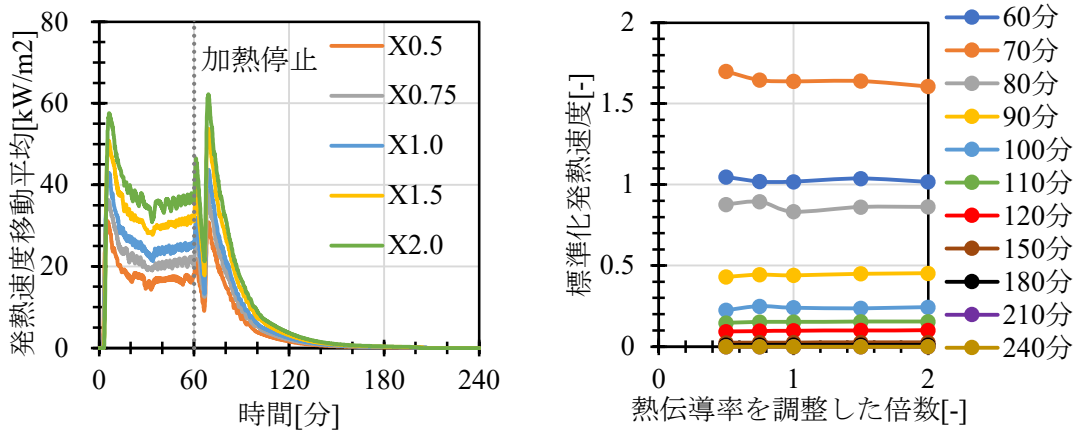
図 8-6(a)左側によると、熱伝導率が高くなるほど、発熱速度の移動平均値が高くなる。ただし、安定燃焼時の発熱速度と発熱速度最大値が変化する比率が概ね一致し、発熱速度が変化するパターンは概ね同様である。

図 8-6(a)右側によると、標準化発熱速度は 70 分時に約 1.62~1.75 となり、各解析間の違いが比較的小さかった。時間が経過すると各解析の標準化発熱速度がほとんど一致の状況で変化する。燃焼が終了して発熱速度が 0 になる時刻は X0.5 の解析で 206.3 分、X0.75 の解析で 207 分、基準値で 207 分、X1.5 の解析で 205.2 分、X2.0 の解析で 203.3 分であった。

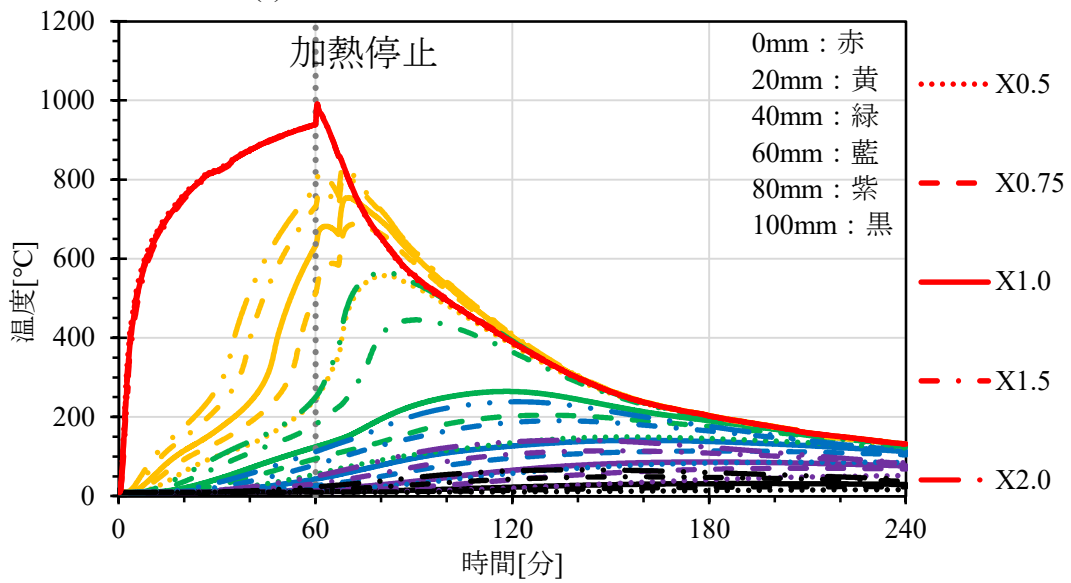
図 8-6(b)によると、熱伝導率の変化は温度分布に影響があり、熱伝導率が高くなるほど試験体の内部温度が高くなった。熱伝導率が大きくなると伝導熱流が大きくなるため、上記の結果が得られたことが明らかである。また、熱伝導率が高くなるほど温度の下降も速くなった。

図 8-6(c)によると、熱伝導率が増加すると含水率ピーク時間が早くなる。また、非加熱面と近くなるほど、ピーク時間の変化幅が多くなる。

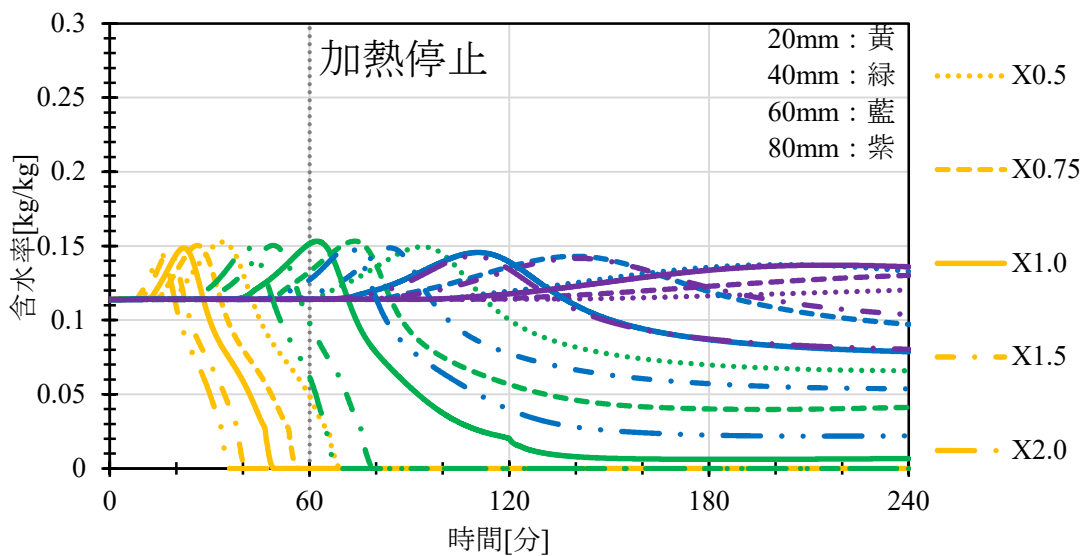
全体的には、熱伝導率が大きくなるほど加熱中の内部温度が高くなる傾向が存在した。しかし、熱伝導率の変化は発熱速度そのものに及ぼす影響が大きいが、標準化発熱速度へ及ぼす影響は少ない。熱伝導率が高い時は内部温度が高いため発熱速度が大きいが、温度下降も激しいため発熱速度の変化も大きい。熱伝導率が低い時は内部温度が低く、発熱速度も比較的に低いが、発熱速度の変化幅は小さい。



(a) 熱伝導率が変わった場合の発熱速度経時変化



(b) 熱伝導率が変わった場合の試験体温度経時変化



(c) 熱伝導率が変わった場合の含水率経時変化

図 8-6 初期熱伝導率が変わった場合の解析結果

炭化深さの計算結果を表 8-6 に示す。温度分布の計算結果と同様に、熱伝導率が大きくなるほど炭化深さが深くなることがわかった。

表 8-6 初期熱伝導率が変化した場合の各解析での炭化深さ

解析名	X0.5	X0.75	X1	X1.5	X2
炭化深さ($r=0.25$) [mm]	25.5	31.5	36.6	45.0	52.1

8.2.6 熱分解速度パラメータ・不揮発性成分比率

図 8-7 に熱分解速度パラメータ・不揮発性成分比率を変えた解析での発熱速度、内部温度と含水率を示す。本節内では、各種木材の熱分解速度パラメータ及び炭化層比率を使用した解析をその木材の名前を用いて代表する。また、該当木材の名称の後に不揮発性成分の比率も記述する。試験体内部温度と含水率を表示する際はジャラの解析結果を点線、ヒノキの解析結果を破線、基準値(カラマツ)の解析結果を実線、セランガンバツの解析結果を一点鎖線、ベイマツの解析結果を二点鎖線で表す。本来であれば、樹種が変わると、熱伝導率、密度、空隙率、比透気率などの物性も変化するが、ここでは熱分解パラメータと不揮発性成分の比率のみの変化を与えている。

図 8-7(a)左側のグラフによると、0～60 分の間では、熱分解反応の進行速度が遅く、不揮発性成分の比率が高い堅木類(ジャラ、セランガンバツ)の解析の発熱速度が低かった。加熱が停止して不揮発性成分の赤熱が開始した後は、不揮発性成分の比率が低い軟木類(ヒノキ、ベイマツ、カラマツ)の発熱速度が低かった。

図 8-7(a)右側のグラフによると、60 分～180 分標準化発熱速度では、ジャラが最も高く、ベイマツとカラマツが最も小さかった。全体の傾向としては不揮発性成分の比率が高くなるほど標準化発熱速度は低くなった。不揮発性成分の比率が同様であるカラマツとベイマツの標準化発熱速度はほとんど一致した。180 分以降の標準化発熱速度はいずれもほぼ 0 になった。燃焼が停止する時刻はジャラの解析で 209.7 分、ヒノキの解析で 208.5 分、基準値(カラマツ)の解析で 207 分、セランガンバツの解析で 209 分、ベイマツの解析で 207 分であった。

図 8-7(b)によると、加熱時の温度分布は各種解析でほとんど一致した。冷却時に関しては、20mm 位置の温度は約 70 分時に表面温度を超えた。その時、不揮発性成分の比率が大きいジャラとセランガンバツの解析の 20mm 温度が高く、不揮発性成分の比率が小さいカラマツとベイマツの解析の 20mm 温度が低かった。40mm 位置の温度も類似の傾向があり、温度の違いが生じた 90 分～150 分の間では不揮発性成分の比率が高い解析の温度が高く、不揮発性成分の比率が低い解析の温度が低かった。

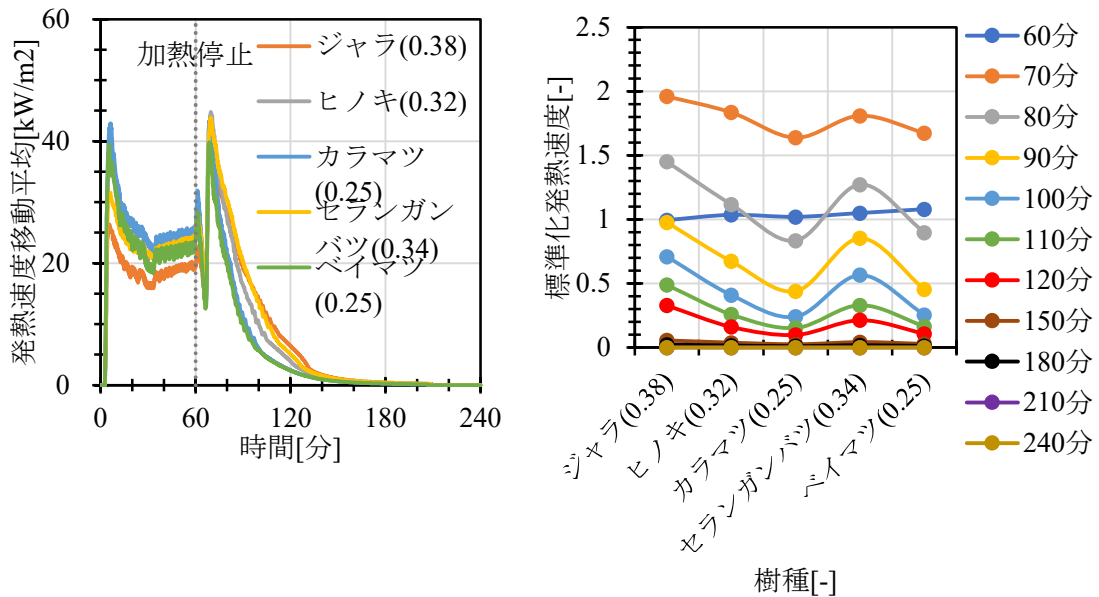
第 2 章に示した熱分解による格子寸法収縮量の計算式によると、不揮発性成分の比率が高くなると、部材が完全に熱分解される時の格子残存寸法が高くなる。エンタルピー保存式の離散化方程式により、格子残存寸法が高くなることは格子寸法変化がない時の熱生成項が高くなることと等価であり、温度の上昇につながる。そのため、図 8-7(b)のジャラとセランガンバツの解析で 20mm 位置の温度が高いことは単に不揮発性成分の比率が高いことによると示唆され、揮発性成分の熱分解性状(及び熱分解速度パラメータの数値)と関係がないと考えられる。

図 8-7(c)によると、40mm 位置の含水率が 0.05 以下、60mm 位置の含水率が 0.1 以下の時に各解析の含水率がわずかな違いが存在するが、それ以外の含水率経時変化はほとんど同じであり、熱分解速度パラメータ・不揮発性成分の比率は含水率へ及ぼす影響が小さいと

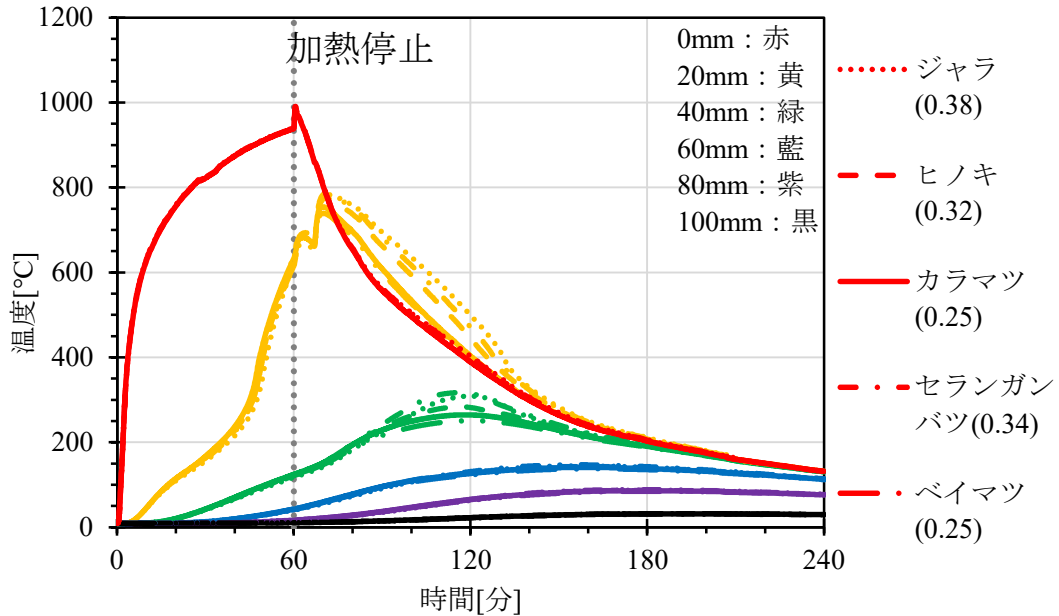
考えられる。

全体的には、密度や比透気率など他の条件が同様の場合、不揮発性成分の比率が高くなるほど冷却時の温度が高く、燃え止まりが発生しにくい傾向があった。また、木質部材の熱分解速度パラメータが燃え止まりへ及ぼす影響は顕著ではなかった。

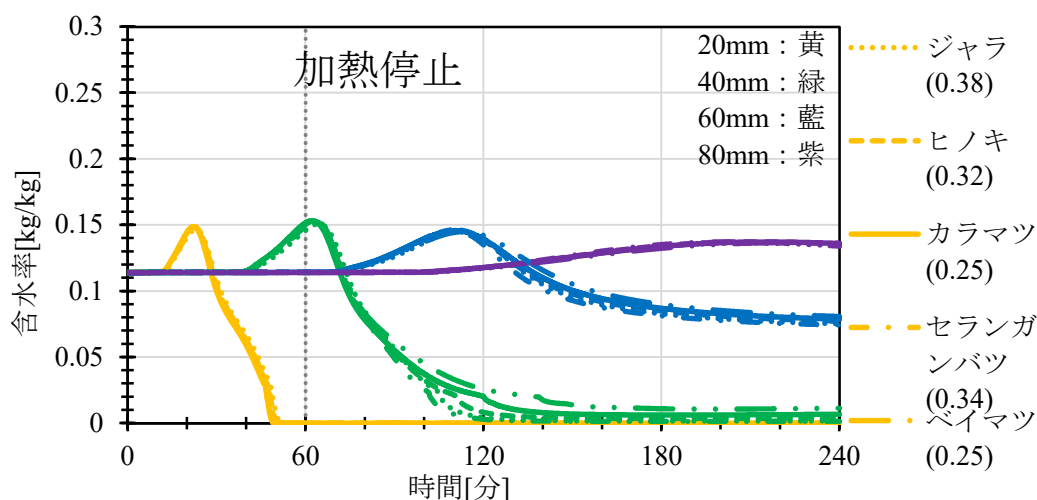
ジャラ材は密度が高く、8.2.4 節の考察により燃え止まりが発生しやすいと考えられる一方、不揮発性成分の比率が高いため本節の考察によれば燃え止まりが発生しにくい。これまでの研究でジャラ材[5]は 1 時間耐火試験の時に燃え止まりが確認したため、部材密度が燃え止まりへ及ぼす影響は熱分解速度パラメータと不揮発性成分の比率より顕著であると考えられる。



(a) 熱分解速度パラメータ・不揮発性成分比率が変化した場合の発熱速度経時変化



(b) 熱分解速度パラメータ・不揮発性成分比率が変化した場合の試験体温度経時変化



(c) 熱分解速度パラメータ・不揮発性成分比率が変化した場合の含水率経時変化

図 8-7 熱分解速度パラメータ・不揮発性成分比率が変化した場合の解析結果

炭化深さの計算結果を表 8-7 に示す。熱分解速度パラメータと不揮発性成分比率が変わっても炭化深さに対する影響がほとんどなかった。

表 8-7 熱分解速度パラメータ・不揮発性成分比率が変化する場合の各解析の炭化深さ

解析名	ベイマツ (0.25)	ヒノキ (0.32)	カラマツ (0.25)	セランガン バツ(0.34)	ジャラ (0.38)
炭化深さ($r=0.25$) [mm]	35.6	35.2	36.6	35.8	34.1

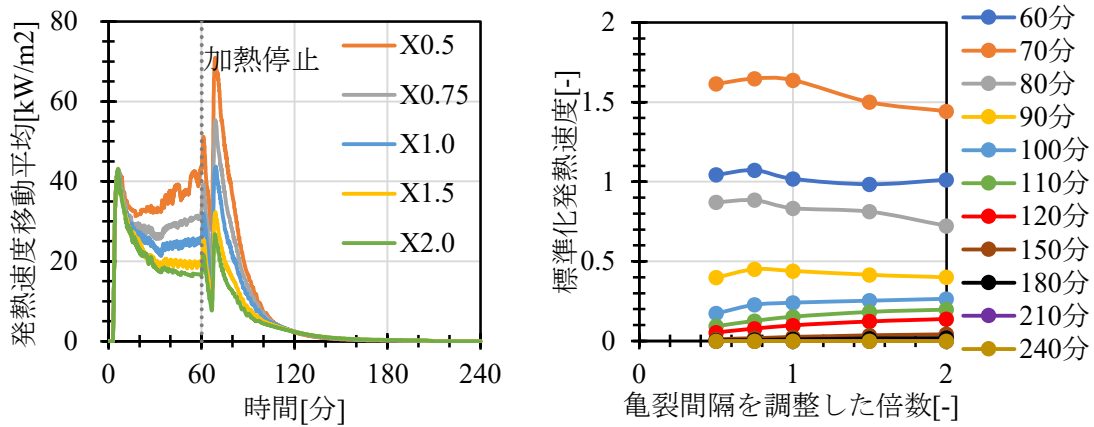
8.2.7 亀裂間隔

図 8-8 に亀裂間隔を変えた解析での標準化発熱速度、内部温度と含水率を示す。図 8-8(b)(c)では、試験体の亀裂間隔を a 倍に調整した解析を「Xa」の解析と命名する。温度分布と含水率分布のグラフで、X0.5 の解析結果を点線、X0.75 の解析結果を破線、基準値の解析結果を実線、X1.5 の解析結果を一点鎖線、X2.0 の解析結果を二点鎖線で示す。

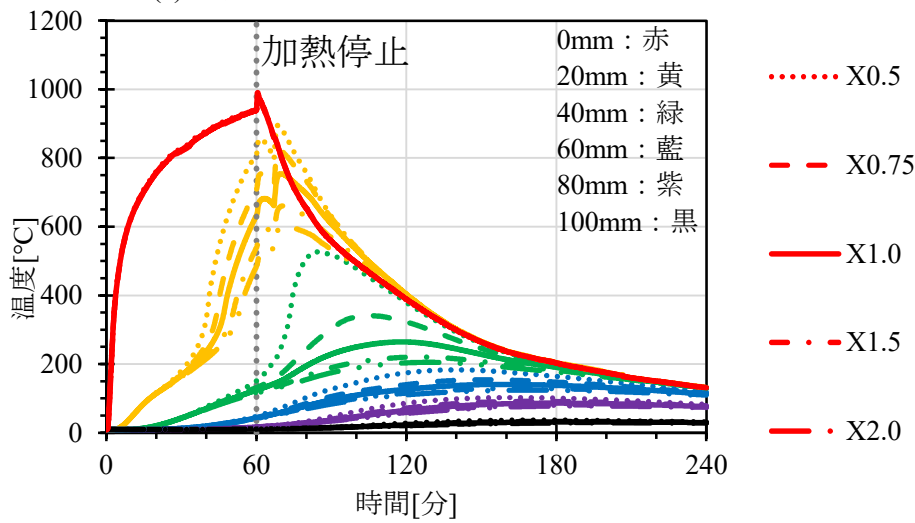
図 8-8(a)左側により、各解析の発熱速度は 10 分以前では完全に一致したが、10 分以降では徐々に違いが拡大した。亀裂間隔が小さくなるほど、発熱速度は大きくなった。60 分時刻の発熱速度では、X0.5 の解析で約 40kW/m^2 、X2.0 の解析で約 17kW/m^2 であり、約 2.5 倍の違いがある。各解析の発熱速度の違いは 70 分時付近で最大になり、それ以降は差が徐々に減少する。各解析の発熱速度は 120 分時以降で概ね一致した。

図 8-8(a)右側により、70~80 分間の標準化発熱速度は、亀裂間隔が大きくなるほど小さくなる傾向があった。ただし、亀裂間隔が基準値の 0.5~1 倍の解析で得られた標準化発熱速度の値はほぼ同様である。時間が経過すると各位置の標準化発熱速度が減少し、亀裂間隔が小さい解析では減少幅が大きかった。各解析の燃焼終了(発熱速度が 0 になる)時刻は、X0.5 の解析で 205.2 分、X0.75 の解析で 206 分、基準値で 207 分、X1.5 の解析で 208 分、X2.0 の解析で 208.7 分であった。

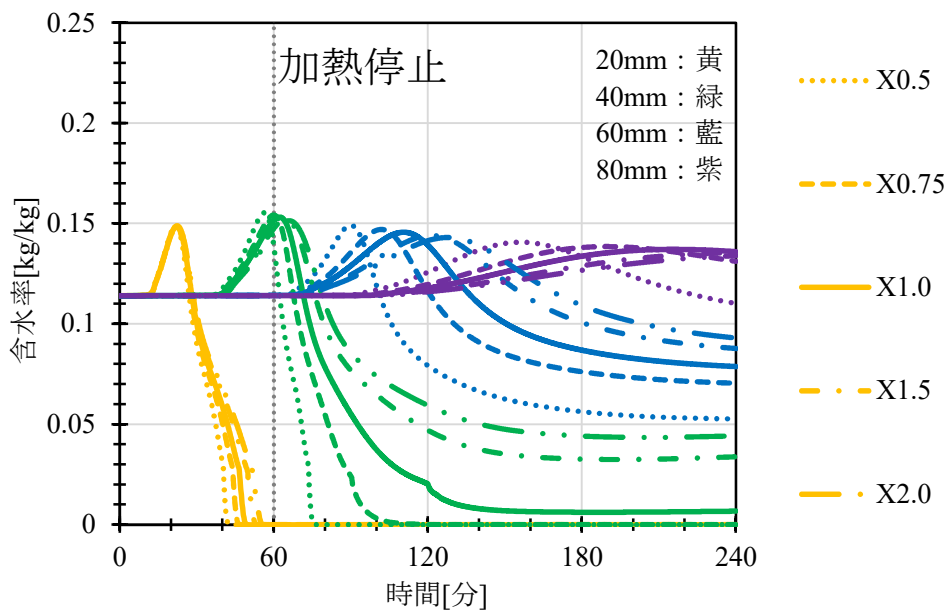
図 8-8(b)により、各解析の 20mm 位置では 0~40 分時に亀裂間隔による温度解析結果の差は殆ど無い。40 分以降で温度が高くなり、加熱終了時の 20mm 位置温度は X0.5 の解析で約 850°C 、X2.0 の解析で約 500°C であった。亀裂間隔が小さくなると試験体内部に直接进入する熱流が増加し、各位置の昇温が速くなるためと考えられる。



(a) 亀裂間隔が変化した場合の標準化発熱速度経時変化



(b) 亀裂間隔が変化した場合の試験体内部温度経時変化



(c) 亀裂間隔が変化した場合の内部含水率経時変化

図 8-8 亀裂間隔が変化した場合の解析結果

図 8-8(b)により、40mm 位置は 0～60 分時に亀裂間隔による温度解析結果の差が殆ど無い。60 分以降で温度が急激に上昇し、亀裂間隔が短いほど上昇速度が速い傾向が計算された。60 分以降では冷却段階に入るため試験体に不揮発性成分の赤熱が必要な酸素が供給され、亀裂間隔が短いほど亀裂から試験体内部に直接供給される酸素量が多くなり、赤熱燃焼が激しくなる。赤熱の発生により大量の熱量が放出され、温度上昇も速くなる。60mm 位置～100mm 位置の温度分布解析値も亀裂間隔が短いほど温度が高くなる傾向が存在した。ただし、変化幅は 20mm と 40mm より小さい。

図 8-8(c)により、亀裂間隔が 20mm 位置では、含水率経過へ及ぼす影響は殆ど無く、X0.5～X2.0 の解析のいずれも同様な時間に含水率が上昇し、最大値に到達する。しかし、40mm 位置～80mm 位置の含水率分布は亀裂間隔による影響が大きく、亀裂間隔が短いほど含水率ピーク時間が早くなり、含水率ピーク値が大きくなった。亀裂間隔が短い条件では温度が高いため、内部温度が含水率ピーク温度に到達する時間が早くなるのが主な原因であると考えられる。亀裂間隔は外気に排出する水蒸気の物質流量にも影響があるため、亀裂間隔が小さくなると外部に排出する水蒸気量が多くなると考えられる。この影響を考慮すると、亀裂間隔が小さい解析の含水率がピークに到達する時間が遅くなる可能性があるとも考えられるが、含水率の解析結果では、亀裂間隔が小さい解析の含水率ピーク時間が早くなった。そのため、亀裂間隔が試験体内部含水率に影響する方法のうち、「亀裂間隔→熱流→内部温度→内部含水率」の方は「亀裂間隔→水蒸気物質流→内部含水率」の影響より顕著であると考えられる。

炭化深さの解析結果を表 8-8 に示す。最大値と最小値はおよそ 17mm の違いがあった。

表 8-8 亀裂間隔を調整する場合の各解析での炭化深さ

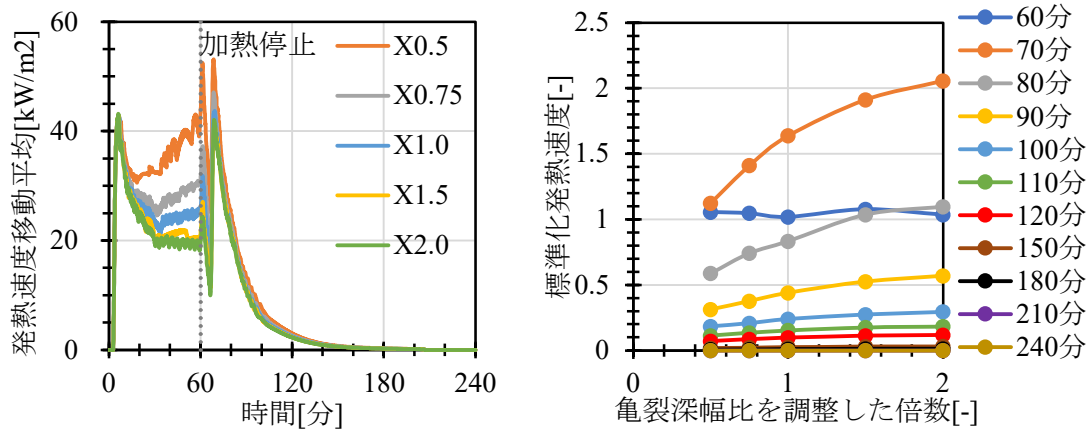
解析名	X0.5	X0.75	X1	X1.5	X2
炭化深さ($r=0.25$) [mm]	46.8	40.4	36.6	32.2	29.8

8.2.8 亀裂深幅比

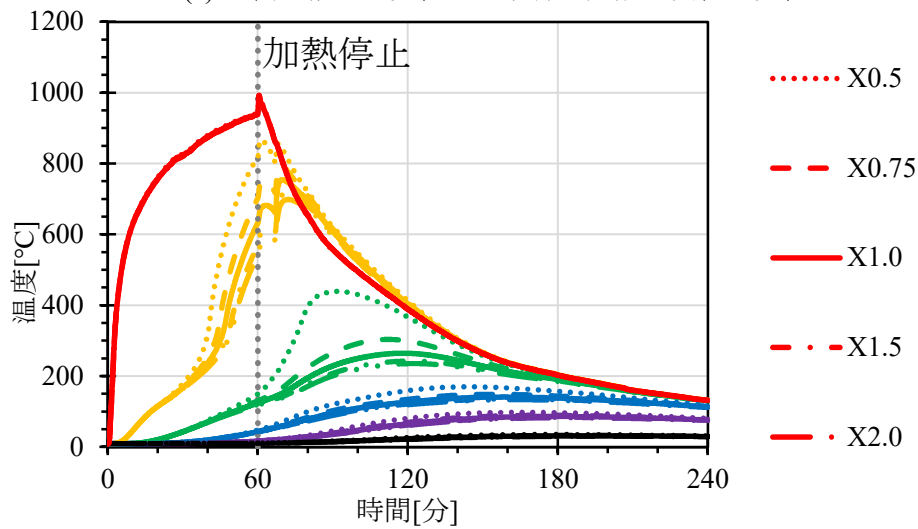
図 8-9 に亀裂深さ-幅比を変えた解析での発熱速度、内部温度と含水率を示す。試験体の深さ-幅比を a 倍に調整した解析を「Xa」の解析と命名する。温度分布と含水率分布のグラフで、X0.5 の解析結果を点線、X0.75 の解析結果を破線、基準値の解析結果を実線、X1.5 の解析結果を一点鎖線、X2.0 の解析結果を二点鎖線で示す。

図 8-9(a)により、亀裂深幅比が変化した各解析の発熱速度は 0～10 分時には概ね一致して、それ以降は深幅比が大きいほど発熱が大きくなった。亀裂深さ-幅比が大きくなると形態係数も大きくなり、試験体内部に直接に流入する熱流が増加して温度が高くなったためと考えられる。ただし、冷却が開始した後に X0.5 や X0.75 などの亀裂深さ-幅比が大きい解析の発熱速度の増加は殆ど無い。75 分以降では各解析の発熱速度はほとんど同一であった。燃焼が停止する時刻では、X0.5 の解析で 206.7 分、X0.75 の解析で 206.8 分、基準値、X1.5 と X2.0 の解析で 207 分でした。亀裂幅比が大きくなるほど、標準化発熱速度が大きくなる傾向が観測された。深幅比が小さい解析では亀裂から試験体に流入する熱流が大きいため、加熱停止前の発熱速度は非常に大きくなった。そのため、酸素が供給されて不揮発性成分の赤熱が開始しても赤熱による発熱速度の増加量は加熱開始前の発熱速度と比べるとそれほど大きくはなかった。

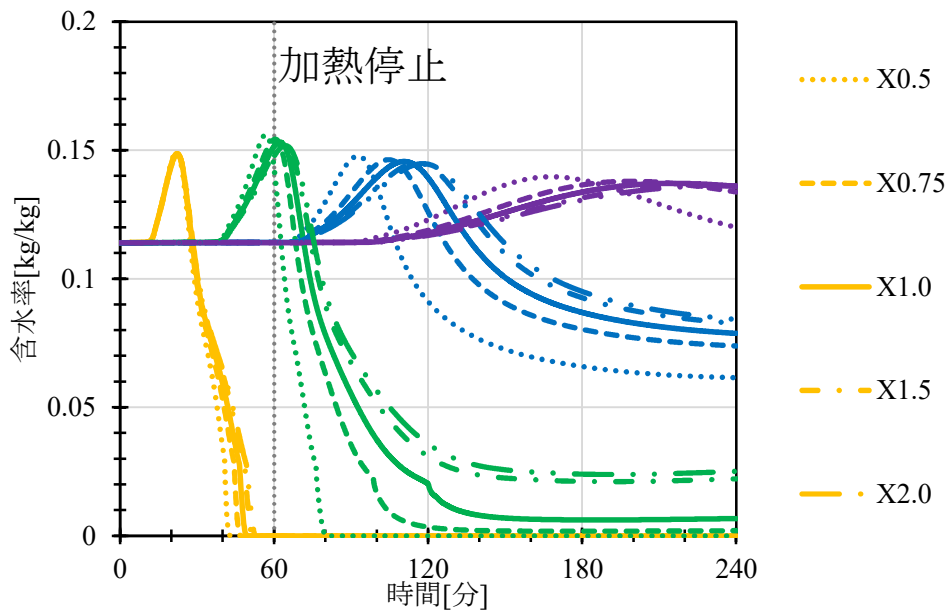
図 8-9(b)(c)に示した試験体内部温度と内部含水率の変化は亀裂間隔の影響と類似であり、亀裂深さ幅比が小さくなるほど内部温度が低くなる。また、亀裂深さ-幅比が小さくなると含水率ピーク時間が早くなることが分かった。



(a) 亀裂深幅比が変化した場合の発熱速度経時変化



(b) 亀裂深幅比が変化した場合の試験体内部温度経時変化



(c) 亀裂深幅比が変化した場合の内部含水率経時変化

図 8-9 亀裂深さ-幅比が変化した場合の解析結果

第2章に示した亀裂モデルでは、亀裂と外気の接触面が全加熱面積との面積比 δ を計算する時と形態係数を計算する時に亀裂深さ-幅比 β を使用した。式(8-1)に面積比 δ の計算式を示す(2章の式2-42の再掲)。

$$\delta = \begin{cases} \frac{2dx}{L_5} \sqrt{1 + \frac{1}{4\beta^2}} & (l < L_4) \\ 0 & (l \geq L_4) \end{cases} \quad (8-1)$$

ただし、 L_5 は亀裂間隔[m]、 L_4 は亀裂深さ[m]、 l は検討対象格子の深さ[m]、 dx は検討対象格子の長さ[m]、 β は亀裂深さ-幅比である。亀裂深さ-幅比は分母にあり、更に平方根を求めため、 β がどのように変化しても $\sqrt{1 + \frac{1}{4\beta^2}}$ は1に近いことが明らかである。そのため、亀裂深さ-幅比が内部温度、標準化発熱速度などの量へ及ぼす影響は、主に形態係数によると考えられる。

また、亀裂深さ-幅比を小さくすると亀裂開口が大きくなり、亀裂内部の各位置が外気との対流熱伝達と物質伝達が向上すると考えられるが、本研究の亀裂モデルは亀裂中の各位置の対流熱伝達率と物質伝達率を表面と同様に設置したため、亀裂深さ幅比による影響はなかった。

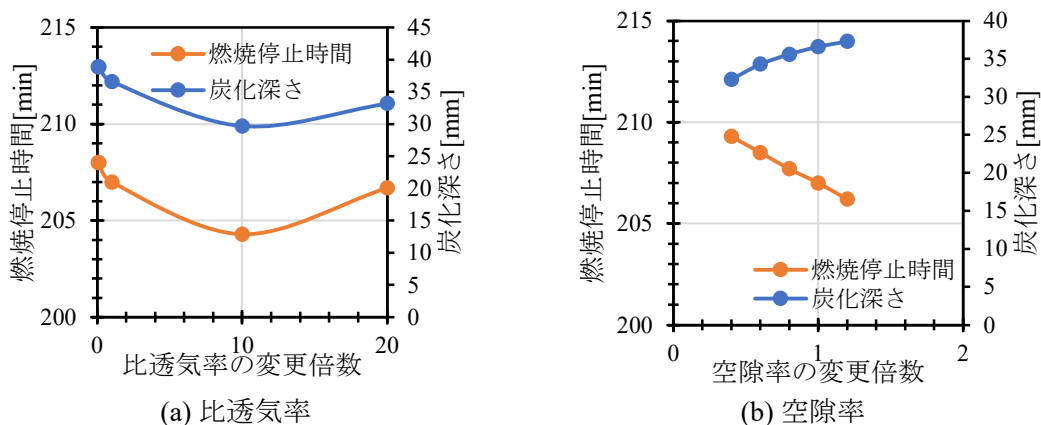
表8-9に炭化深さの計算結果を示す。亀裂深さ-幅比は亀裂間隔より炭化深さに対する影響が比較的小さいということが分かった。

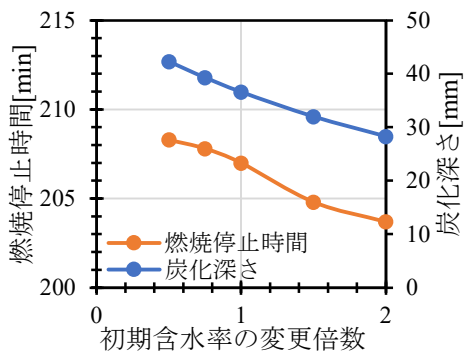
表8-9 亀裂深さ-幅比を変化させた場合の各解析における炭化深さ

解析名	X0.5	X0.75	X1	X1.5	X2
炭化深さ($r=0.25$) [mm]	43.9	38.8	36.6	34.8	34.0

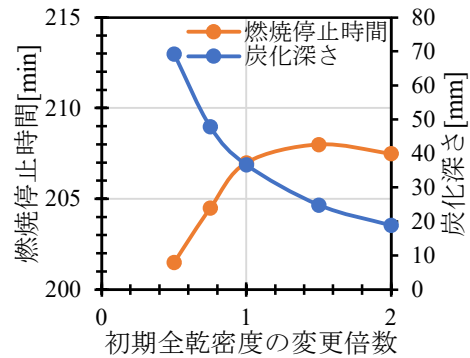
8.3 各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響まとめ

8.2節では、各種条件が燃え止まり発生状況へ及ぼす影響を検討した。本節は検討の結果をまとめる。図8-10に各種条件の変化が燃え止まり時刻へ及ぼす影響をまとめたグラフを示す。ここで、横軸は各種条件を調整した比率、縦軸は燃え止まり時刻を示す。また、熱分解速度パラメータ・炭化層比率の項目に関しては、各種樹種の炭化層比率がカラマツの炭化層比率(0.25)に対する比率を用いて各種条件を調整した比率を表す。

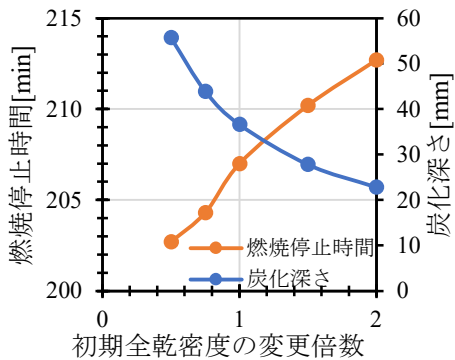




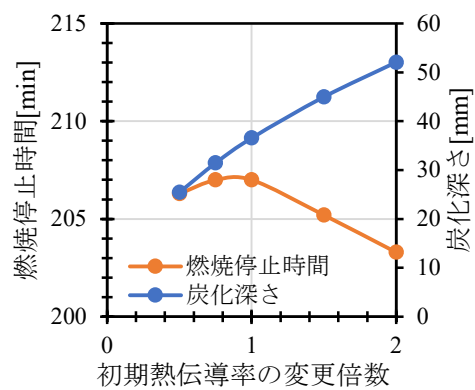
(c) 初期含水率



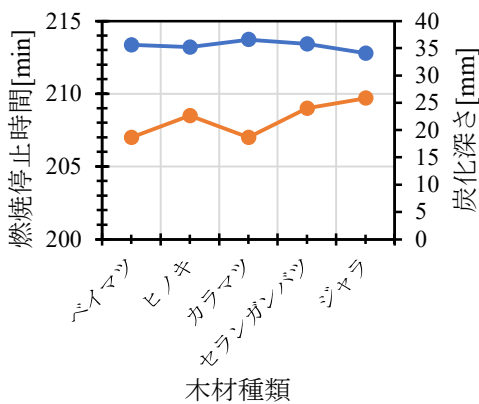
(d) 初期全乾密度



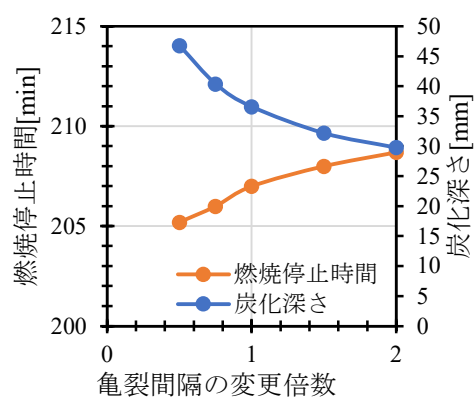
(e) 初期全乾密度(含水量一定)



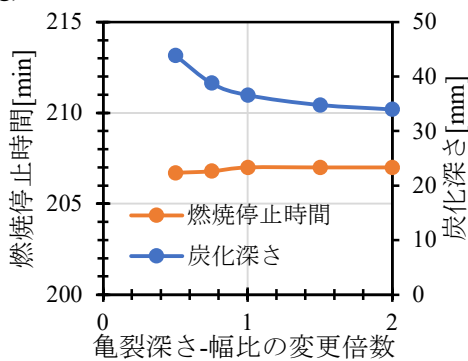
(f) 初期熱伝導率



(g) 熱分解速度パラメータ・炭化層比率



(h) 亀裂間隔



(i) 亀裂深さ-幅比

図 8-10 各種条件の変化が燃え止まり時刻と炭化深さへ及ぼす影響

燃え止まりの発生が早い条件は耐火性能(燃え止まり性能)が高いによる可能性があるが、燃え尽きの発生による可能性も否定できない。そのため、各種条件が炭化深さへ及ぼす影響と総合して評価する必要がある。各種状況のうち炭化深さが深く、燃焼停止が早い解析は燃え尽きによると考えられるので、考察から除外する必要がある。また、炭化深さが浅く、燃焼停止が早い解析は燃え止まりによると考えられる。そのため、解析結果の炭化深さが浅く、燃焼停止も早くなる各種条件の変更方向を燃え止まり性能を強化する方向と考える事ができる。

上記の基準を参考して図 8-10 のデータまとめによると、各種条件のうち、初期含水率の上昇は燃え止まり性能向上につながる事が分かった。また、基準値の 10 倍以内($1.2 \times 10^{-15} \text{m}^2$ まで)まで拡大する限り、比透気率の上昇は燃え止まり性能の向上効果がある。熱伝導率については、小さいほど燃え止まり易くなる効果がある。

また、空隙率が小さい、全乾密度が高い、亀裂間隔が大きい、亀裂深さ-幅比が大きいなどの特徴を持つ木質部材は炭化進行が遅い点がある事が分かった。

8.4 本章のまとめ

本章はこれまで提案した解析モデルを用いて各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響を検討した。6章で示した小型炉耐火試験の中の実験 6 の条件を解析の基準値とし、比透気率、空隙率、初期含水率、全乾密度、熱伝導率、熱分解速度パラメータ・不揮発性成分(炭化層)比率、亀裂間隔と亀裂深さ-幅比の計 8 種類のパラメータを変化させて感度解析を行った。検討する際は、上記の各種条件を一定の範囲で変化した多数回の解析を行い、条件の変化が解析結果へ及ぼす影響を確認した。試験体からの総発熱速度が 0 である時刻を燃え止まりの発生時刻とした。

検討の結果、下記の特徴がある木材は燃え止まり性能が高いことがわかった。

- ① 初期含水率が高い
- ② 比透気率が限界値と近く(本研究で検討する条件に限り、燃え止まりが最も発生しやすい比透気率数値は $1.2 \times 10^{-15} \text{m}^2$ である)
- ③ 熱伝導率が低い

含水率と比透気率はいずれも物質移動と関連する項目のため、物質移動は燃え止まり性能には相当な影響が存在すると考えられる。

また、下記の特徴がある木材は必ずしも燃焼の進行が停止しやすいではないが、炭化進行を防ぐ効果が強いことがわかった。

- ① 空隙率が小さい
- ② 全乾密度が高い
- ③ 表面亀裂の亀裂間隔が大きい(つまり、表面亀裂が少ない)
- ④ 表面亀裂の深さ-幅比が大きい(つまり、表面亀裂が細深い)

熱分解速度パラメータ・不揮発性成分(炭化層)比率が燃え止まりに対する影響は顕著ではなかった。

第 8 章 参考文献

- [1] E. Hugi, M. Wuersch, W. Risi, and K. Ghazi Wakili, "Correlation between charring rate and oxygen permeability for 12 different wood species," *J. Wood Sci.*, vol. 53, no. 1, pp. 71–75, 2007, doi: 10.1007/s10086-006-0816-1.
- [2] 大内富夫, "木材の高温時の熱伝導率," 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 785–786,

1987.

- [3] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, 山口純一, “各種木材の熱分解速度の測定と反応速度パラメータの推定,” 日本火災学会論文集, vol. 71, no. 2, 2021.
- [4] 茶谷友希子, 原田和典, 土橋常登, “カラマツ集成材の火災加熱後における炭化層の赤熱反応速度の測定,” 日本建築学会環境系論文集, vol. 82, no. 736, pp. 491–499, 2017, doi: 10.3130/aije.82.491.
- [5] 山口純一, 堀長生, 高橋晃一郎, 丹羽博則, “耐火集成材（シグマウッド）の開発,” 大林組技術研究所報, no. 70, pp. 1–8, 2006.

第9章 結論

9.1 本研究の結論

本研究は、火災加熱を受ける木質部材で発生する熱と物質移動の解析モデルを提案した。コーンカロリメーターと小型耐火炉のカラマツ集成材加熱試験を行って火災加熱を受ける木質部材の燃焼状況や炭化状況を調べた後、実験での測定結果を用いて解析モデルを検証した。最後に、検証した解析モデルを用いて網羅的解析を行い、各種条件が火災加熱を受ける木質部材の燃焼停止に対する影響を調べた。論文は9章からなっている。序論の1章と結論の9章以外に、2～8章で得られた結果を以下に示す。

第2章は、加熱を受ける木質部材の熱と物質移動解析モデルを作成した。解析モデルは木質部材を揮発性成分、不揮発性成分として計算し、空隙内部の液体と気体に関しては液水、水蒸気、熱分解ガス、二酸化炭素、酸素と窒素に分けて分析することとし、固体、液体と気体物質の質量保存および物質全体のエンタルピー保存関係を計算する。流体の流速はDarcyの法則によって計算する。

モデルでは木質部材の加熱による亀裂と収縮などの形状変化を考慮している。反応と変化については加熱される時に発生する揮発性成分の熱分解、不揮発性成分の燃焼、熱分解ガスの燃焼と水分の吸着および脱着を考慮した。

第3章は、第2章で提案した火災加熱を受ける木質部材の熱物質移動解析モデルの計算で使用する比熱、熱伝導率、拡散係数などの各種物性値の決定方法を述べた。多数の物性値は、温度依存性があるものを使用した。

第4章は、第2章で示した各種支配方程式の数値計算手法を示した。また、各種計算式を用いて作成した数値計算プログラムの構成、計算の流れ、入力と出力の内容及び使用例を示した。

第5章は、カラマツ集成材試験体のコーンカロリメーター加熱実験を行い、実験の概要、方法と測定結果を述べた。測定では、試験体の温度、含水率、表面発熱速度と焼失、炭化、変色深さなどの数値に対して行った。

内部温度の測定結果は水分の脱着による100°C付近で温度の横ばいが存在し、非加熱面に近いほど横ばい時間が長くなる。表面温度は、加熱開始直後に急速に上昇した。板目試験体の着火温度は $360.2 \pm 13.9^\circ\text{C}$ 、着火時間は 23.87 ± 6.02 秒である。柎目試験体の着火温度は $339.6 \pm 31.3^\circ\text{C}$ 、着火時間は 15.67 ± 3.83 秒であった。

発熱速度については、全ての試験体で燃焼開始直後に急激に上昇し、ピーク値は最大で約 190kW/m^2 であった。ピークに到達した後は急激に減少し、10分時に 50kW/m^2 になり、その後はほぼ一定値であった。発熱速度については、板目試験体と柎目試験体の差はほとんどなかった。

電気抵抗法で測定した含水率は、実験と位置の違いにより多少異なっているが、変化のパターンはほとんど同様である。温度が60～80°C付近から含水率が上昇しはじめ、100～120°Cの位置で最大となる。温度が更に上昇すると含水率が下降し始める。含水率ピーク位置の移動速度は概ね1.3mm/分である。

試験体の焼失深さ、炭化深さ、変色深さは加熱時間の増加によりほぼ線形的に増加する。炭化速度の平均値は約 0.72～0.76mm/分であり、既往の研究で報告された実験での値と概ね一致した。変色速度の平均値は約 0.98～1.00mm/分である。温度履歴と炭化/変色深さから推定した炭化温度と変色温度はそれぞれ約 380℃と 260℃である。

第 6 章は小型耐火炉を用いてカラマツ集成材壁試験体の加熱実験を行い、実験の内容、方法と測定結果を述べた。

加熱時の試験体の燃焼状況は概ね同じである。冷却時では、給気量の増加により冷却開始直後の有炎燃焼が激しくなった。給気量が多いほど、炉内温度の低下が早くなり、有炎燃焼の継続時間も短くなった。加熱・冷却終了後に試験体を脱炉した後、多くの実験では試験体の表面で炭化層の赤熱が確認された。また、脱落や焼失による炭化層の表面損傷も存在し、給気量が大きくなるほど表面の損傷が激しくなる傾向があった。

実験が終了する時点での焼失深さは給気量が多くなるほど深くなるが、炭化と変色深さは給気量が多くなると小さくなる傾向が観測された。試験体の冷却時の炉内温度が最大となる給気量は、実験開始後 65 分 (加熱終了後 5 分)の時点では換気支配と燃料支配の境界付近(約 0.035kg/m²·s)であった。

加熱時の試験体内部温度は各回実験で一定のバラツキがあるものの、全体の変化傾向が概ね一致した。0mm と 20mm の温度分布では炉内温度と同様に各実験最大温度は給気量が 0.0144 kg/m²·s である実験 1 で観測され、時間経過とともに各位置の温度が下降した。60mm、80mm と 100mm は時間経過とともに温度が上昇し、給気量との顕著な関連性は観測されなかった。

ガス分析計から測定した炉内酸素濃度では、給気量が多くなるほど酸素濃度の回復が速くなる傾向が観測された。電気抵抗法より測定した含水率はすべての実験で類似の変化傾向が観測された。20mm と 40mm 位置の含水率ピークはそれぞれ約 25 分と 60 分で到達した。60mm と 80mm 位置の含水率が所定値に到達する時間は給気量の増加により長くなった。

小型炉実験の炭化深さと変色深さ及び温度履歴から推定した炭化温度平均値は 236.5℃、変色温度平均値は 161.5℃である。既往文献で示した 260℃などの炭化温度と比べると大きい違いがないが、5 章のコーンカロリメーター実験から推定した炭化温度(380℃)と変色温度(260℃)を大幅に下回った。

第 7 章は、2～4 章で作成した加熱を受ける木質部材の熱・物質移動解析モデルを用いて 5 章と 6 章で示したカラマツ集成材小型試験体のコーンカロリメーター(CCM)加熱実験及びカラマツ集成材壁の小型炉による耐火試験体の条件で解析を行い、解析で得られた温度、含水率、発熱速度と焼失・炭化・変色深さの結果を実験と比較した。また、実測していない試験体内部全圧、水蒸気分圧、酸素質量分率、熱分解ガス質量分率と残量比の計算結果も併せて示した。

コーンカロリメーター実験を条件とした解析は、各実験で測定した着火直後の表面温度変化を再現できた。発熱速度は、着火直後の急激な燃焼が発生する 0～10 分以内の区間で解析値が実験値を正確に再現できたが、安定燃焼が発生する時の発熱速度解析値は実験値より低くなった。温度分布については、加熱時間が短い解析は実験値を概ね再現できた。

加熱時間が長い解析は加熱表面から 20mm 位置で温度解析値が実験値より低くなった。焼失・炭化・変色深さも温度分布と同様に、加熱時間が短い実験で実験値を概ね再現できたが、加熱時間が長い実験で算出した炭化・変色深さは解析値との誤差が存在した。

小型炉実験を条件として解析では、各実験で測定した炉内温度・炉内酸素質量分率を入力条件として計算を行った。試験体内部温度の解析値は温度の実験値を再現できた。加熱期間中の解析値と実験値の一致は良好である。冷却に入った後、給気量が低い実験(実験 1、実験 5)での 20mm 位置の温度と 40mm 位置の温度は実験値より高いが、給気量が多いと解析値と実験値の差が減少し、給気量が $0.0469\text{kg/m}^2\text{s}$ の実験 6 の時に温度解析値は実験値とほとんど一致した。算出した含水率の変化も電気抵抗法で測定した実験結果の変化を概ね再現できた。解析の初期値は高周波木材水分計で計測した含水率で設定しているため、含水率の解析結果は電気抵抗法で測定した実験値よりもやや高いが、変化の傾向とピークに到達する時間などの結果をうまく再現できた。炭化深さについては、解析は実験で測定した脆い炭化位置を再現できた。しかし、焼失深さについては、解析値は実験値より大きかった。

検証結果をまとめると、本研究で提案した火災加熱を受ける木質部材の熱・物質移動解析モデルは小型炉で ISO834 標準火災加熱を受ける木質部材の加熱・冷却過程中的熱・物質移動の傾向及び炭化状況をおおむね再現できると考えられる。また、コーンカロリメーター実験の場合は、加熱時間が短ければ試験体の熱・物質移動を再現できる。ただし、長時間の加熱をする場合は再現精度について改善の余地が存在する。

第 8 章は、これまで提案した解析モデルを用いて各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響を検討した。6 章で示した小型炉耐火試験の中の実験 6 の条件を解析の基準値とし、比透気率、空隙率、初期含水率、全乾密度、熱伝導率、熱分解速度パラメータ・炭化層(不揮発性成分)比率、亀裂間隔と亀裂深さ-幅比の計 8 種類のパラメータを変化させて感度解析を行った。検討する際は、上記の各種条件を一定の範囲で変化した多数回の解析を行い、条件の変化が解析結果へ及ぼす影響を確認した。試験体からの総発熱速度が 0 となる時刻を燃え止まりの発生時刻とした。

検討の結果、初期含水率が高く、比透気率が限界値と近く、熱伝導率が低い特徴がある木材は燃え止まり性能が高いことがわかった。燃え止まりが最も発生しやすくなる比透気率の限界値については、本研究が行われた解析の条件に限り、 $1.2 \times 10^{-15}\text{m}^2$ であった。(ただし、具体的な数値は他種類の条件の変更により変化する可能性がある)

また、空隙率が小さく、全乾密度が高く、表面亀裂の亀裂間隔が大きく、亀裂の深幅比が大きいの特徴がある木材は必ずしも燃焼の進行が停止しやすくないが、炭化進行を防ぐ効果が強いことがわかった。

9.2 今後の課題

以下の課題は今後検討が必要の課題である。

(1) 計算モデルでの熱分解ガス燃焼の処理方法

本論文で提案した解析モデルでは、解析格子の残量比は亀裂の発生が対応する残量比以下、そして格子温度は着火温度以上になる時に熱分解ガスの燃焼が発生すると計算した。しかし、発生した熱分解ガスが圧力勾配により内部に移動し、酸素と十分に混合すれば燃焼が発生する可能性がある。もし外部で既に燃焼が開始した場合、導管内の燃焼は前述の

着火温度より低い温度から開始する可能性がある。本研究は導管内燃焼を無視したが、算出した発熱速度は実験値より低かったため、熱分解ガスの導管内の燃焼も考慮する必要がある可能性がある。

また、本研究のモデルは熱分解ガスの燃焼速度を熱分解ガスの生成速度と等しくなるように設定したが、酸素濃度が低い時に燃焼速度が遅くなる。そのため、熱分解ガス燃焼速度の酸素濃度依存性の考慮も必要である。

(2) コーンカロリメーター実験を対象とした解析の熱に関する境界条件の処理

7章でコーンカロリメーター実験を対象として解析を行う際、エンタルピー保存式の加熱側境界条件を定義するため、加熱側の火炎面積が加熱側試験体の総面積に対する比率 $\bar{\chi}$ (7章は火炎の面積係数と命名した)を用いた。7章で解析をする時に、火炎面積係数の設定は実験で観測された燃焼状況を基に簡単に $\bar{\chi} = 0.1$ と推定した。しかし、算出された発熱速度と温度の結果は実験値より低かったため、推定された火炎面積係数は実際の数値より低いと考えられる。コーンカロリメーター実験を対象とした解析の解析結果が実験結果に対する再現性を高めるため、火炎面積係数を含む各種境界条件の設定方法について検討する必要がある。

(3) 炭化深さが対応する残量比

本研究で加熱を受けるカラマツ炭化深さを計算する際は、残量比 $r = 0.25$ を判断基準とした。その残量比はカラマツの急激な熱分解が終了する時点の残量比であり、実験の測定で得られた損傷が発生しやすい“脆い炭化深さ”と対応する。しかし、実用上では脆い炭化だけではなく、比較的硬い炭化層の位置も使用されているため、比較的硬い炭化層の位置が対応する残量比の値を解明する必要がある。

(4) 炭化温度の加熱速度と加熱方法との依存性

本研究で行ったコーンカロリメーター加熱実験と小型炉加熱実験では、試験体がいずれもカラマツ集成材なのに、算出された炭化温度は 100°C 以上の差が存在した。炭化温度が加熱速度や加熱方法にどのように依存するかを分析する必要がある。

(5) 異方性の考慮

木材は異方性があるものである。つまり、繊維の方向により比透気率などの物性値が変化すると考えられる。しかし、本研究で板目と柾目試験体の熱・物質移動を計算する際は同様な比透気率を使用している。

また、木材は年輪の配置により局所密度の違いが存在する。ただし、本モデルは解析の時に試験体全体の密度を均一にした。解析結果の精度を高めるため、異方性を考慮する必要がある。

(6) 不揮発性成分の燃焼による格子寸法変化の処理方法

本研究で提案した解析モデルでは、不揮発性成分の赤熱が進行すると格子寸法が格子全体にわたり均等に減少するように設定した。エンタルピー保存式の離散化方程式の計算をする時に格子寸法の減少は寸法が減少しない状態の生成項の減少と熱伝導率の増加と同じ効果となるため、赤熱が進行するほど赤熱による生成熱が温度上昇へ及ぼす影響が徐々に

少なくなり、赤熱発生位置の温度が表面位置の温度と等しくなる問題が存在する。その結果、解析では一部の耐火実験で観測された 2 時間以上の冷却を行ったでも 20mm 位置での温度が表面温度より高い現象を十分には再現できなかった。実験結果の再現精度を高めるため、例えば酸素と十分に接触する亀裂付近の不揮発性成分のみ焼失するなど、不揮発性成分の赤熱が進行中の格子寸法長さの適切な設定方法を検討する必要がある。

(7) 関連性がある各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響

本研究では各種条件が燃え止まりへ及ぼす影響を検討する際、各種条件を単独に分析した。しかし、一部の条件は関連性が存在する。例えば、密度が高い木材は単位体積当たりの木材質量が高いため、内部の空隙が小さく、空隙率が小さい。各種条件の関連性を考慮した更なる全面的な分析が望ましい。

研究業績

A. 雑誌論文(すべて査読あり)

[A-1] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, 山口純一: 各種木材の熱分解速度の測定と反応速度パラメータの推定, 日本火災学会論文集, 71 巻 2 号, PP25-36, 2021.

[A-2] Kazunori Harada, Anyang Sun, Shoma Makino, Daisaku Nii : Burning Behaviour of GLT Walls During Cooling Period after ISO 834 Exposure in a Small Furnace, Special issue of SiF2022, Fire Technology, 2023.

[A-3] Anyang Sun, Kazunori Harada, Daisaku Nii: Experimental Research on Moisture Transfer, Burning and Charring Behavior of Glue Laminated Larch under Fire Heating using Cone Calorimeter, Special issue of SiF2022, Fire Technology. (2024 年 1 月 10 日 採択決定)

[A-4] 孫安陽, 牧野翔馬, 原田和典, 仁井大策: Equilibrium Moisture Content and Elongation Ratio of Wood after High Temperature Heating, 日本建築学会環境系論文集, 89 巻 816 号, 2024 年 2 月. (2023 年 11 月 28 日 採択決定)

----- 以下は投稿準備中の論文

Anyang Sun, Kazunori Harada, Daisaku Nii: Numerical Model Investigating Heat and Mass Transfer of Wood During the Heating and Cooling Process of Fire. (Fire Safety Journal 誌に投稿予定)

Anyang Sun, Kazunori Harada, Daisaku Nii: Experimental Investigation on Effective Thermal Conductivity of Charring Layer with Different Crack Patterns using Cone Calorimeter. (Fire and Materials 誌に投稿予定)

B. 国際学会 (アブストラクト査読有り)

[B-1] Kazunori Harada, Anyang Sun, Shoma Makino, Daisaku Nii: Burning Behaviour of GLT Walls During Cooling Period after ISO 834 Exposure in a Small Furnace, 12th International Conference on Structures in Fire (SiF2022), P1127-1138, 2022. (Full Paper, Reviewed by abstract)

[B-2] Anyang Sun, Kazunori Harada, Daisaku Nii: Experimental Research about Moisture Transfer, Burning Behaviour and Charring Behaviour of Glue Laminated Larch under Fire Heating using Cone Calorimeter, 12th International Conference on Structures in Fire (SiF2022), P1139-1150, 2022. (Full Paper, Reviewed by abstract)

[B-3] Shoma Makino, Anyang Sun, Kazunori Harada, Daisaku Nii: Fallout of char layer of glue laminated timber walls heated by ISO 834 standard fire and subsequent cooling down, 14th International Symposium on Fire Safety Science (IAFSS2023), 2023. (Poster presentation, Reviewed by abstract).

C. 日本国内学会(口頭発表, 全て査読なし)

[C-1] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策: カラマツ集成材の放射加熱による表面亀裂寸法の定式化, 日本火災学会研究発表会, 2021.

[C-2] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, 黒田瑛一, 茶谷友希子: カラマツとスギの定温加熱による収縮量測定, 日本建築学会近畿支部研究発表会, 2021.

[C-3] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策, 黒田瑛一, 茶谷友希子: カラマツの高温加熱による質量と寸法変化関係の定式化, 日本建築学会大会(東海), 2021.

[C-4] 孫安陽, 仁井大策, 原田和典: 放射加熱を受ける木質部材内部の熱物質移動の実験的検

討. 日本火災学会研究発表会, 2022.

[C-5] 牧野翔馬, 孫安陽, 仁井大策, 原田和典: 耐火試験における放冷時の炉内温度解析方法, 日本火災学会研究発表会, 2022.

[C-6] 原田和典, 牧野翔馬, 孫安陽, 仁井大策: 火災加熱を受ける木質部材の燃焼速度と給気量の関係に関する研究(その 1 実験方法および結果の概要), 日本建築学会近畿支部研究発表会, 2022.

[C-7] 孫安陽, 牧野翔馬, 原田和典, 仁井大策: 火災加熱を受ける木質部材の燃焼速度と給気量の関係に関する研究(その 2 実験結果), 日本建築学会近畿支部研究発表会, 2022.

[C-8] 牧野翔馬, 孫安陽, 原田和典, 仁井大策: 火災加熱を受ける木質部材の燃焼速度と給気量の関係に関する研究(その 3 炉内熱収支の解析結果), 日本建築学会近畿支部研究発表会, 2022.

[C-9] 原田和典, 孫安陽, 仁井大策: カラマツ集成材の炭化深さと温度履歴の関係に関する考察, 日本建築学会大会(北海道), 2022.

[C-10] 孫安陽, 牧野翔馬, 原田和典, 仁井大策: 高温加熱を受けるカラマツ集成材の放冷時の発熱速度と給気量の関係に関する研究, 日本建築学会大会(北海道), 2022.

[C-11] 牧野翔馬, 孫安陽, 原田和典, 仁井大策: 木造部材の耐火試験における放冷時の給気量の影響に関する数値解析, 日本建築学会大会(北海道), 2022.

[C-12] 原田和典, 孫安陽, 牧野翔馬, 仁井大策: 各種時間で ISO834 加熱・放冷される木質壁の燃焼および炭化層の脱落性状に関する実験(その 1 実験概要), 日本火災学会研究発表会, 2023.

[C-13] 孫安陽, 牧野翔馬, 原田和典, 仁井大策: 各種時間で ISO834 加熱・放冷される木質壁の燃焼および炭化層の脱落性状に関する実験(その 2 温度・含水率の実験結果), 日本火災学会研究発表会, 2023.

[C-14] 牧野翔馬, 孫安陽, 原田和典, 仁井大策: 各種時間で ISO834 加熱・放冷される木質壁の燃焼および炭化層の脱落性状に関する実験(その 3 炭化層形状の測定結果), 日本火災学会研究発表会, 2023.

[C-15] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策: 亀裂を含むカラマツ炭化層の等価熱伝導率のコーンカロリメーターによる測定, 日本建築学会近畿支部研究発表会, 2023.

[C-16] 牧野翔馬, 孫安陽, 原田和典, 仁井大策: 耐火試験における木質壁の収縮・亀裂を考慮した計算モデルを用いた熱伝導解析, 日本建築学会大会(近畿), 2023.

[C-17] 孫安陽, 原田和典, 仁井大策: 火災加熱を受ける木質部材の熱物質移動解析モデル, 日本建築学会大会(近畿), 2023.

D. 受賞

[D-1] 令和 4 年度日本火災学会学生奨励賞, 2022 年 5 月

謝辞

本研究が始まってから学位論文にまとめるまでには、数多くの方々からご支援をいただきました。これまで大変お世話になった方々に感謝の意を申し上げます。

はじめに、指導教員である京都大学教授・原田和典博士に心より感謝いたします。原田先生は私が研究生として京都大学に入学してから、そして修士課程と博士課程の間に、時に優しく時に厳しくご指導いただきました。研究の進み方、必要な基礎知識、実験の方法など研究に関する様々なことを非常に親切に教えていただきました。本研究を論文にまとめることができることは、原田先生の親切なご指導のおかげと思っております。ここで感謝を申し上げます。

京都大学准教授・仁井大策博士には、ゼミなどの場で研究についてご助言とご指摘をいただきました。研究を進める時に甚大なご支援をいただきました。ここで感謝を申し上げます。

京都大学教授・小椋大輔博士、京都大学教授・石田泰一郎博士は、論文の各章の内容について助言していただきました。また、これまでのドクターセミナーの時にもご指摘とご助言をいただきました。ここで感謝を申し上げます。

私が日本火災学会と日本建築学会の研究発表会を参加する際、学会の場で神戸大学教授・高田暁博士、住友林業・茶谷友希子氏、早稲田大学・鈴木達朗博士から始めとする数多くの方々からご指摘とご議論をいただきました。ここで感謝を申し上げます。

本研究で実験を遂行する時は、日本建築総合試験所の小型耐火炉とコーンカロリメーター設備を使用しました。実験を行うにあたり、日本建築総合試験所・小宮祐人氏、大上尊子氏をはじめとする日本建築総合試験所の方々からご協力をいただきました。ここで感謝を申し上げます。

本研究で行う平衡含水率の測定を行う時に使用した多種類木質部材の小片試験体は、住友林業・黒田瑛一氏、茶谷友希子氏からいただきました。ここで感謝を申し上げます。

本研究を遂行する際は、研究費：燃え止まりメカニズムに基づく木質構造部材の耐火設計(基盤研究B、研究代表者：京都大学教授・原田和典)と研究費：物質移動が木質部材の火災後の燃え止まり現象へ及ぼす影響に関する研究(特別研究員奨励費DC2、研究代表者：孫安陽)の補助をいただきました。ここで感謝を申し上げます。

本研究で平衡含水率の測定や小型耐火炉の実験を行う時に、京都大学大学院修士課程・牧野翔馬氏からご協力をいただきました。また、ゼミなどの場で研究について討論していただきました。ここで感謝を申し上げます。

博士課程の3年間、私はエプソン国際奨学財団の奨学金、日本学術振興会の研究奨励金と京都大学の授業料免除から経済的ご支援をいただきました。そのおかげで、研究に専念することができました。ここで感謝を申し上げます。

研究を推進する時に、数多くの参考文献や教科書から有意義な知見を得ました。ここで、本論文で参考した参考文献の著者各位、そしてこれまで読んだことがあった論文や教科書の著者各位に感謝を申し上げます。

ゼミなどの場で、原田・仁井研究室の皆様から貴重なコメントとご質問をいただきました。ここで感謝を申し上げます。

海外での留学生活の長い間に、中国人留学生の友人の方々のおかげで楽しい生活を送ることができました。ここで感謝を申し上げます。

最後に、私が日本に留学する間の約5年半の間で様々なご支援をして頂き、私が困難を直面する時に常に励まし言葉で応援していた両親、そして日本での留学期間中にずっと応援してくれた家族の方々に感謝を申し上げます。

誠にありがとうございました。

孫安陽
2024年1月